А. Б. Иоффе

ТЯГОВЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

Госэнергоиздат

А. Б. ИОФФЕ

ТЯГОВЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

(ТЕОРИЯ, КОНСТРУКЦИЯ, ПРОЕКТИРОВАНИЕ)

Допущено
Главным управлением политехнических
и машиностроительных вузов
Министерства высшего образования СССР
в качестве учебного пособия для специальности
«Электрический транспорт» и «Электрификация
железнодорожного транспорта»
высших учебных заведений



ГОСУДАРСТВЕННОЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО
1957
МОСКВА ЛЕНИНГРАД

В книге рассматриваются теория, конструкция и проектирование тяговых электрических машин, применяемых в электроподвижном составе магистральных железных дорог городского, промышленного и рудничного транспорта.

Основное внимание уделено тяговым машинам постоянного тока, применяемым в настоящее время в СССР, но значительное место отведено также и тяговым машинам переменного тока, имеющим перспективное значение.

В книге даются некоторые новые методы расчетов, разработанные автором и проверенные на практике. Расчеты иллюстрируются примерами.

Книга предназначена для инженерно-технических работников промышленности и транспорта, а также может служить учебным пособием для студентов втузов.

Автор *Александр Борисович Иоффе* — „Тяговые электрические машины"

* * *

Редактор *В. М. Иванов* Технич. редактор *Г. Е. Ларионов*

Сдано в набор 13/X 1956 г. Подписано к печати 24/I 1957 г.
Бумага 70×108¹/₁₆ Объем 21,23 п. л. Уч.-изд. л. 23,2
Т-01633 Тираж 9000 экз. Цена в переплете № 7—9 р. 60 к., в переплете № 5—9 р. 10 к. Заказ 1560

Типография Госэнергоиздата. Москва, Шлюзовая наб., 10.

ПРЕДИСЛОВИЕ

В этой книге излагаются теория, конструкция и принципы проектирования тяговых электрических машин, применяемых на железных дорогах, городском транспорте, шахтных электровозах и т. п.

В связи с тем, что в Советском Союзе применяются практически только тяговые электрические машины постоянного тока, основное внимание в изложении уделено им. Вопросы, касающиеся тяговых электрических машин переменного тока, также освещены в книге, поскольку эти машины широко распространены в ряде стран и, повидимому, в ближайшее время найдут применение в Советском Союзе. Однако сочтено целесообразным ограничиться рассмотрением только таких тяговых машин переменного тока, которые являются перспективными, а именно: однофазных коллекторных двигателей, асинхронных короткозамкнутых двигателей (в том числе конденсаторных) и фазорасщепителей.

Предполагается, что читатель книги знаком с общей теорией электрических машин. Однако в некоторых разделах напоминаются основные положения теории, если это связано с выводами расчетных формул, не известных в литературе.

В книге изложены некоторые новые методы анализа и расчета параметров тяговых электрических машин, разработанные автором и проверенные им в практической работе. Конечно, некоторые из предлагаемых расчетных методов могут требовать корректировки применительно к частным случаям, но автор надеется, что общие принципы этих расчетов окажутся полезными и целесообразными.

Автор стремился, по мере возможности, отобразить в книге новейшие конструкции тяговых электрических машин как отечественные, так и зарубежные, выбрав из них наиболее характерные и целесообразные.

В связи с Директивами XX съезда об электрификации железных дорог предлагаемая книга может оказаться полезной для широкого круга инженерно-технических работников промышленности, железных дорог и городского транспорта.

Книга может быть также использована как учебное пособие студентами вузов по курсу тяговых электрических машин, который автор читает свыше 20 лет в МЭИ имени Молотова.

Автор считает своим приятным долгом выразить благодарность чл.-корр. Академии наук СССР А. Е. Алексееву, любезно просмотревшему рукопись и сообщившему ряд замечаний, рецензенту книги канд. техн. наук, доц. М. Д. Находкину, исключительно внимательно прочитавшему ее и давшему свои ценные соображения, а также инженерам Г. И. Дорогуш и В. С. Капустину, проведшим ряд контрольных расчетов. Автор выражает также свою особую благодарность редактору книги инж. В. М. Иванову.

Книга, конечно, не свободна от недостатков и ошибок.

Некоторые вопросы в ней не удалось осветить по условиям объема, некоторые по той же причине изложены недостаточно полно. Замечания и критика будут с благодарностью приняты и их просят направлять по адресу: Москва, Шлюзовая наб., 10, Госэнергоиздат.

СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие 3

Глава первая. **Общие сведения о тяговых электрических машинах** . . 5

1-1. Системы электрической тяги . . 5
1-2. Типы тяговых электрических машин 5
1-3. Подвеска тяговых двигателей на экипаже 6
1-4. Условия работы тяговых двигателей 13
1-5. Габаритные условия размещения тяговых двигателей 17

Глава вторая. **Тяговые двигатели постоянного тока** 18

2-1. Основные параметры и электромеханические характеристики . . 18
2-2. Переходные режимы в тяговых двигателях 23
2-3. Стационарная коммутация . . . 33
2-4. Коммутация при переходных режимах 41
2-5. Круговой огонь на коллекторе 45
2-6. Работа двигателя от выпрямителя 49
2-7. Реакция якоря 51

Глава третья. **Конструкция тяговых двигателей постоянного тока** 54

3-1. Общий обзор конструкций . . . 54
3-2. Сердечник якоря 62
3-3. Коллектор 74
3-4. Обмотка якоря 89
3-5. Вентиляторы 105
3-6. Сердечники полюсов и катушки 107
3-7. Станина 118
3-8. Щеткодержатели 125
3-9. Якорные подшипники 131
3-10. Зубчатая передача 138

Глава четвертая. **Тяговые генераторы и вспомогательные машины постоянного тока** 142

4-1. Тяговые генераторы 142
4-2. Возбудители тяговых генераторов тепловозов 147
4-3. Вспомогательные машины . . . 151

Глава пятая. **Тяговые однофазные коллекторные двигатели** 159

5-1. Общие замечания 159
5-2. Коммутация 163
5-3. Трансформаторная э. д. с. и параметры машин 168
5-4. Двигатели для частоты 50 *гц* . 171

Глава шестая. **Тяговые бесколлекторные машины переменного тока** 178

6-1. Асинхронные тяговые двигатели 178
6-2. Синхронный фазорасщепитель . . 183
6-3. Преобразователь частоты . . . 185
6-4. Коллекторный генератор 188
6-5. Конденсаторные тяговые двигатели 188
6-6. Вспомогательные машины . . . 190

Глава седьмая. **Охлаждение и тепловые параметры тяговых машин** 193

7-1. Вентиляция 193
7-2. Потери 204
7-3. Нагрев обмоток 208

Глава восьмая. **Проектирование** . . . 223

8-1. Тяговые двигатели постоянного тока 223
8-2. Тяговые однофазные коллекторные двигатели 232
8-3. Тяговые генераторы 237
8-4. Вспомогательные машины . . . 238
8-5. Тяговые асинхронные короткозамкнутые двигатели 239

Литература 242

Приложения 243

ГЛАВА ПЕРВАЯ

ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ О ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИНАХ

1-1. СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ТЯГИ

Современный электроподвижной состав железных дорог и безрельсового транспорта (электровозы, моторные вагоны, тепловозы и пр.) по роду применяемого тока может быть разделен на:

1) подвижной состав постоянного тока с питанием от контактной сети с напряжением 3 000 (1 500), 750, 550 и 250 *в* (ГОСТ 6962-54); в нем применяются электрические машины (тяговые двигатели и вспомогательные машины) с указанными напряжениями;

подвижной состав постоянного тока с питанием тяговых двигателей от тяговых генераторов, приводимых во вращение двигателями внутреннего сгорания, газовыми турбинами и пр.; напряжение электрических машин этого подвижного состава не превосходит обычно 1 000 *в*;

подвижной состав постоянного тока с питанием тяговых двигателей от аккумуляторных батарей; напряжение электрических машин в этом случае обычно берут не выше 150 *в*;

2) подвижной состав однофазного переменного тока пониженной частоты ($16\frac{2}{3}$ и 25 *гц*) с напряжением контактной сети до 22 000 *в*; в нем применяются электрические машины, питающиеся от трансформатора напряжением порядка 500 *в*;

3) подвижной состав однофазного переменного тока нормальной частоты (50 *гц*) с напряжением контактной сети до 22 000 *в*. В нем применяются тяговые двигатели, либо получающие питание от трансформатора, либо питаемые от всякого рода преобразовательных агрегатов, установленных на экипаже (выпрямители, электромашинные преобразователи рода тока, числа фаз, частоты тока и т. д.).

Системы электрической тяги, входящие в первую группу, несмотря на ряд недостатков, широко применяются на железных дорогах и безрельсовом транспорте СССР, а также ряда зарубежных стран. Эти системы, в которых применяются тяговые двигатели постоянного тока, имеющие весьма гибкие характеристики, достигли значительного технического совершенства и являются весьма надежными в эксплуатации.

Система электрической тяги, указанная в п. 2, хотя и широко применяется в ряде стран, не может считаться по причине отличия от стандартной частоты питающего тока технически перспективной и не развивается за последнее время сколь-либо существенно. Система электрической тяги, указанная в п. 3, является весьма перспективной технически для магистральных железных дорог с питанием экипажей от контактной сети и получила значительное распространение в ряде стран, хотя не все технические затруднения этой системы решены. Работы в этом направлении ведутся как в СССР, так и в зарубежных странах.

1-2. ТИПЫ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

В системах электрической тяги на постоянном токе применяются следующие типы электрических машин:

а) тяговые двигатели постоянного тока;

б) тяговые генераторы постоянного тока;

в) вспомогательные машины постоянного тока.

В системах электрической тяги на переменном токе применяются следующие типы электрических машин:

а) тяговые двигатели переменного

тока (однофазные коллекторные или асинхронные короткозамкнутые);

б) тяговые двигатели постоянного тока (в случае питания их от выпрямителей или от преобразовательных электромашинных агрегатов);

в) преобразовательные электромашинные агрегаты (двигатель-генераторы, фазорасщепители, преобразователи частоты и т. п.);

г) вспомогательные машины переменного тока (асинхронные короткозамкнутые или однофазные коллекторные).

Приведенная классификация не включает в себя некоторых бесперспективных типов тяговых электрических машин, выходящих из употребления (например, фазовых асинхронных двигателей).

1-3. ПОДВЕСКА ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ НА ЭКИПАЖЕ

Передача вращающего момента от вала двигателя к оси экипажа осуществляется через редуктор, понижающий скорость вращения. Это необходимо потому, что иначе скорость вращения машины получилась бы недопустимо низкой, а вес ее чрезмерно высоким. Одно из зубчатых колес редуктора должно быть насажено непосредственно на ось экипажа, другое — на вал двигателя или должно быть соединено с ним тем или иным образом. Практически применяются следующие способы подвески тяговых двигателей и передачи вращающего момента от них на ось экипажа.

Осевая подвеска

В этом случае двигатель с одной стороны опирается на ось экипажа через моторно-осевые подшипники (фиг. 1-1). С другой стороны двигатель опирается на раму тележки экипажа через специальную пружинную подвеску (фиг. 1-2). Малое зубчатое колесо (шестерня) сидит на валу двигателя, большое зубчатое колесо — на оси экипажа. Весь редуктор заключается в разъемный кожух, обычно сварной, крепящийся к станине двигателя.

Нетрудно видеть, что при такого рода подвеске двигателя расстояние между центрами зубчатых колес (централь) остается практически постоянным при любых колебаниях надрессорного строения тележки относительно оси колесной пары, что и требуется для удовлетворительной работы зубчатой передачи.

Однако при подвеске такого рода около половины веса двигателя передается непосредственно на ось экипажа, существенно увеличивая неподрессоренный вес его и, следовательно, воздействие на путь. С другой стороны, динамические усилия от неровностей пути, действующие на колесную пару, воздействуют также на двигатель, жестко подвешенный на ось этой колесной пары.

Обозначим:

$D_{в.к}$ — диаметр обода ведущего колеса экипажа, *мм*;

D_z — диаметр делительной окружности большого зубчатого колеса, *мм* (Z — число зубьев его);

d_z — диаметр шестерни, *мм* (z—число зубьев ее);

A — централь, *мм*;

ψ — угол спирали зубьев при косозубой передаче, град.;

b — расстояние от нижней точки кожуха редуктора до рельса, *мм*;

b' — расстояние от нижней точки делительной окружности большого зубчатого колеса до рельса, *мм*;

c — наименьшее расстояние от станины двигателя до рельса, *мм*;

P — мощность на валу двигателя, *квт*;

n — скорость вращения двигателя, об/мин;

M — момент вращения двигателя, *кГм*;

v — скорость движения экипажа, *км/час*;

F — сила тяги двигателя на ободе ведущего колеса, *кГ*;

m — модуль инструмента зубчатой передачи, *мм*;

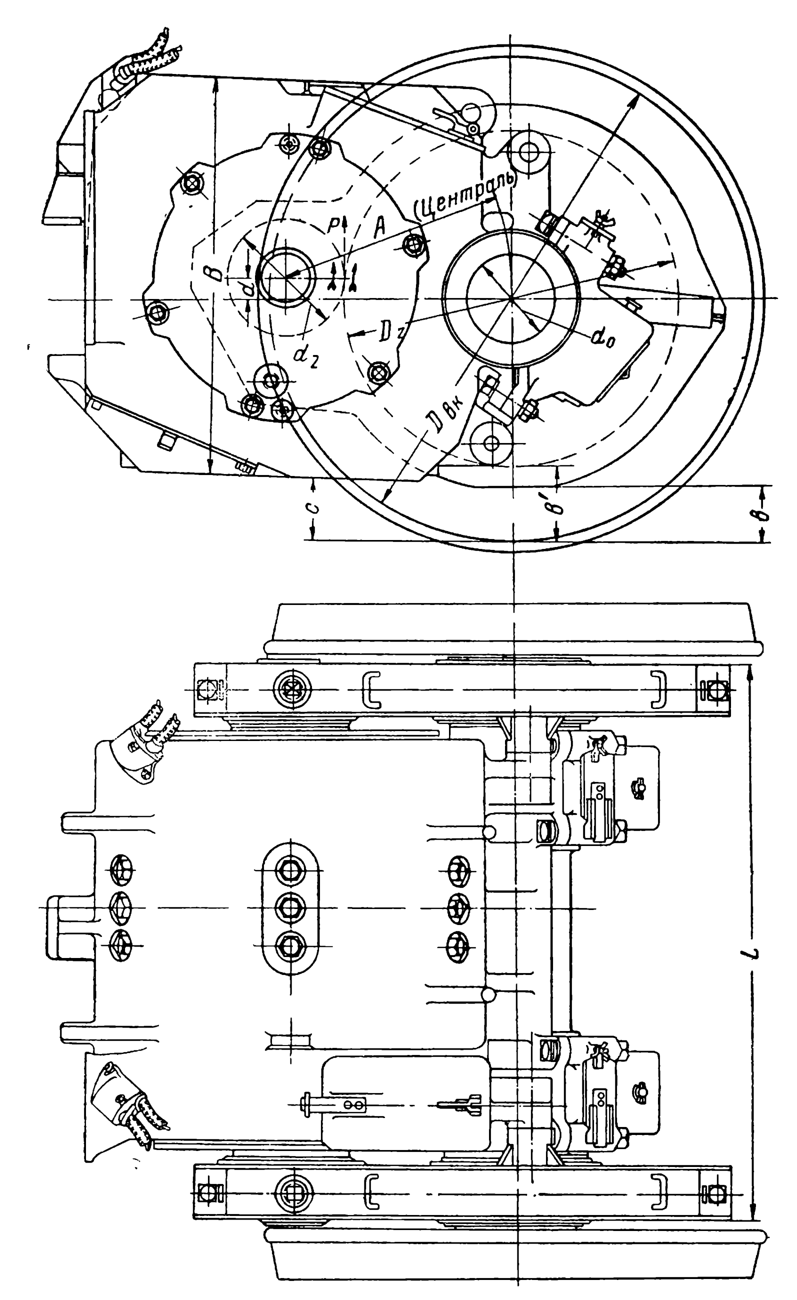
$\eta_з$ — к. п. д. редуктора.

Тогда передаточное число

$$i = \frac{D_z}{d_z} = \frac{Z}{z}. \qquad (1\text{-}1)$$

Скорость экипажа

$$v = 0{,}189 \cdot 10^{-3} \frac{D_{в.к}}{i} n. \qquad (1\text{-}2)$$



Фиг. 1-1. Осевая подвеска тягового двигателя.

Скорость вращения двигателя

$$n = 5{,}3 \cdot 10^3 \frac{i}{D_{в.к}} v. \qquad (1\text{-}3)$$

Сила тяги двигателя

$$F = \frac{2Mi}{D_{в.к}} \eta_з \cdot 10^3 = 367 \frac{P}{v} \eta_з. \qquad (1\text{-}4)$$

Централь передачи при обычно применяемой коррекции ξ зацепления (для шестерни $\xi \approx +0{,}5$, для большого зубчатого колеса $\xi' \approx 0$) равна:

$$A \approx 0{,}5\,(D_z + d_z) + 0{,}5m, \qquad (1\text{-}5)$$

причем

$$D_z = Zm \frac{1}{\cos\psi};$$

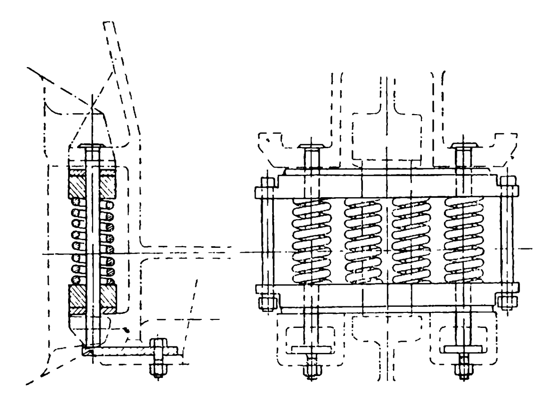
$$d_z = zm \frac{1}{\cos\psi}.$$

Величина

$$b' = \frac{D_{в.к} - D_z}{2}. \quad (1\text{-}6)$$

Что касается разности величин $(b' - b) = \Delta$, то она складывается, очевидно, из высоты головки зуба большого зубчатого колеса ($\approx m$), зазора от вершины зуба до стенки кожуха и толщины кожуха. Практически

$$\Delta = b' - b = 15 - 25 \text{ мм}.$$



Фиг. 1-2. Пружинное подвесное устройство.

Из формулы (1-3) видно, что для получения наибольшей скорости вращения двигателя следует выбирать возможно большее передаточное число (скорость экипажа и диаметр ведущего колеса его являются обычно заданными параметрами).

Максимально возможное значение диаметра делительной окружности большого зубчатого колеса

$$D_z = D_{в.к} - 2b' = D_{в.к} - 2(b + \Delta) \quad (1\text{-}7)$$

определяется допустимой величиной зазора b.

Для магистральных железных дорог $b \geqslant 120$ *мм* (ОСТ 6435-52), для шахтных локомотивов $b \geqslant 50$ *мм* (ГОСТ 5048-49), для трамвая $b \geqslant 110$ *мм*, для промышленных электровозов $b \geqslant 50 \div 100$ *мм*, для метрополитена $b \geqslant 95$ *мм* и т. д.

Минимально возможное значение диаметра делительной окружности шестерни определяется, очевидно, диаметром конца вала двигателя, поскольку толщина тела шестерни не должна быть меньше 15—20 *мм*. Так как диаметр конца вала машины определяется передаваемым вращающим моментом, зависящим в свою очередь от величины передаточного числа редуктора, то здесь можно привести лишь практические данные для некоторых минимальных значений d_z:

шахтные двигатели — $d_z \geqslant 80$ *мм*;

трамвайные двигатели — $d_z \geqslant 100$ *мм*;

моторвагонные двигатели — $d_z \geqslant 130$ *мм*;

электровозные и тепловозные двигатели — $d_z \geqslant 160$ *мм*.

Учитывая, что каждому типу экипажа соответствует определенный, конструктивно оптимальный размер диаметра ведущего колеса (электровозы и тепловозы 1 200 или 1 050 *мм*, мотор-вагоны 1 050 и 900 *мм*, трамвай 780 и 650 *мм*, промышленные электровозы 760, 900 или 1 050 *мм*, шахтные электровозы 650 *мм* и т. д.), можно установить максимальную величину передаточного числа в каждом конкретном случае. Так, для шахтных электровозов $i_{макс} = 7$, для трамвая $i_{макс} = 5{,}2$ и т. д.

При реально осуществимых и целесообразных номинальных скоростях движения шахтных электровозов (6—10 *км/час*) и трамвая (25 *км/час*) скорости вращения двигателей их получаются весьма невысокими (300—600 об/мин для шахтных машин, 800 об/мин для трамвайных). Такого же рода ограничения по скорости вращения имеют место для двигателей промышленных электровозов и вообще для экипажей с относительно невысокой скоростью движения.

Для магистральных электровозов, тепловозов, моторных вагонов величина скорости вращения двигателей лимитируется обычно уже механической прочностью деталей их.

На основании сказанного может быть сделан вывод о следующих недостатках осевой подвески тяговых двигателей:

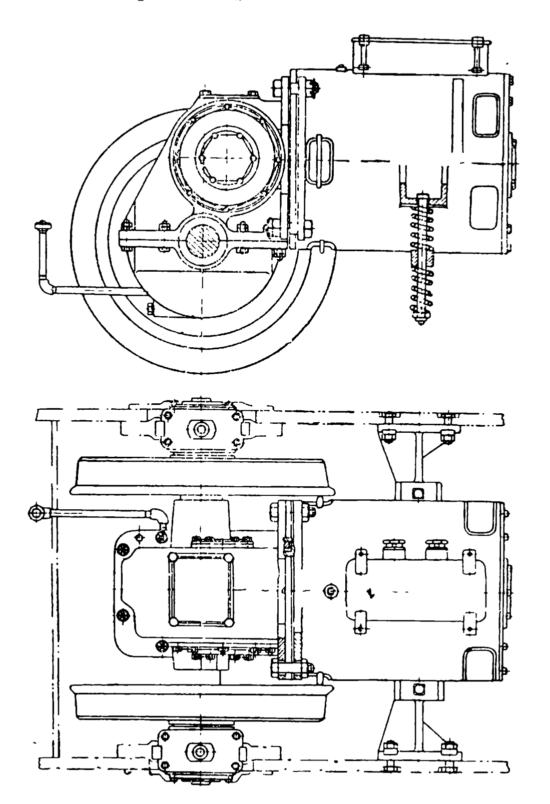
а) влияние динамических усилий на конструкцию двигателя, сильно ухудшающее условия работы его;

б) ограничение по допустимой скорости вращения двигателей (для некоторых экипажей), приводящее к утяжелению машины.

Поэтому, хотя осевая подвеска еще широко распространена сейчас на электровозах, тепловозах и моторных вагонах (благодаря своей конструктивной простоте), она не может считаться перспективной и, видимо, будет в дальнейшем заменена более совершенными конструкциями.

Осевая подвеска с двухступенчатым редуктором

Применение двухступенчатого редуктора позволяет существенно увеличить скорость вращения тягового двигателя, что особенно важно для шахтных и небольших промышленных электровозов. Одна из таких конструкций подвески показана на фиг. 1-3. Картер редуктора в данном случае установлен на оси экипажа и к нему прифланцован тяговый двигатель. Крепление всего агрегата к раме электровоза производится посредством пружинной подвески станины двигателя. Так как двигатель расположен вдоль оси экипажа, одна из пар редуктора должна быть конической.



Фиг. 1-3. Подвеска с двухступенчатым редуктором.

Помимо повышения величины передаточного числа до значения $i = 11$—15, преимуществом этой конструкции является более спокойная работа редуктора, поскольку он заключен в жесткий картер с надежными уплотнениями и хорошей смазкой шестерен.

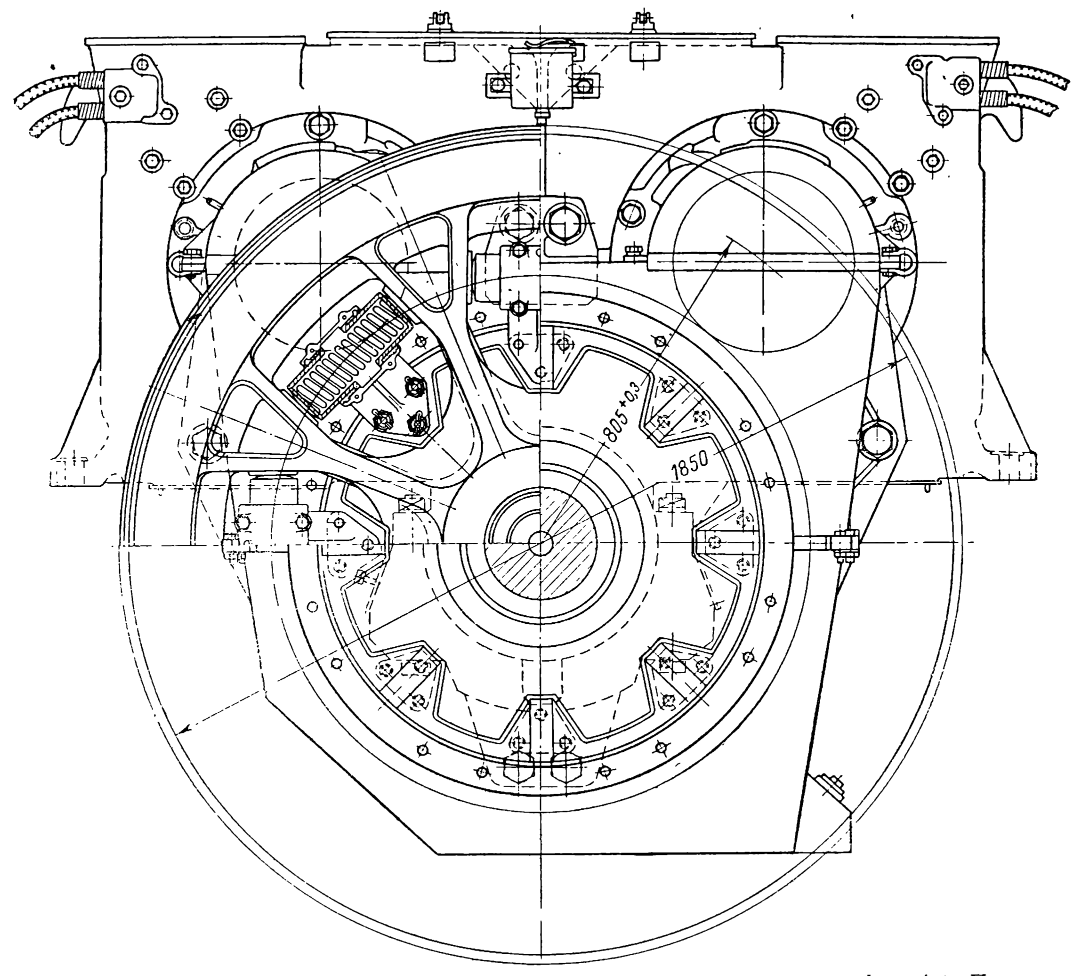
В связи с тем, что при рассматриваемом типе подвески сохраняется передача на ось экипажа значительного неподрессоренного веса, а динамические усилия от неровностей пути также действуют на двигатель, хотя и в меньшей степени (так как двигатель отнесен от оси), область ее применения, видимо, не выйдет дальше шахтных и промышленных тихоходных электровозов, для которых указанный недостаток не имеет решающего значения.

Независимая подвеска с полым валом

В этой конструкции двигатель крепится жестко к раме тележки экипажа, а в моторно-осевых подшипниках его вращается полый вал, сквозь который с радиальным зазором порядка 50 *мм* проходит ось экипажа. На фиг. 1-4 представлена одна из таких конструкций для сдвоенного двигателя. Большое зубчатое колесо сидит на полом валу, а связь его с колесной парой экипажа осуществляется посредством пружин. Это позволяет двигателю вместе с надрессорным строением перемещаться относительно оси колесной пары за счет гибкости пружин и зазора между осью и полым валом.

Существуют и другие варианты связи между полым валом и колесными парами, но все они характеризуются некоторой сложностью и потому получили ограниченное распространение главным образом на скоростных электровозах.

В рассмотренной конструкции подвески с полым валом двигатель является практически подрессоренным и, следовательно, свободным от воздействия динамических усилий от неровностей пути.



Фиг. 1-4. Подвеска

Независимая подвеска с карданной муфтой

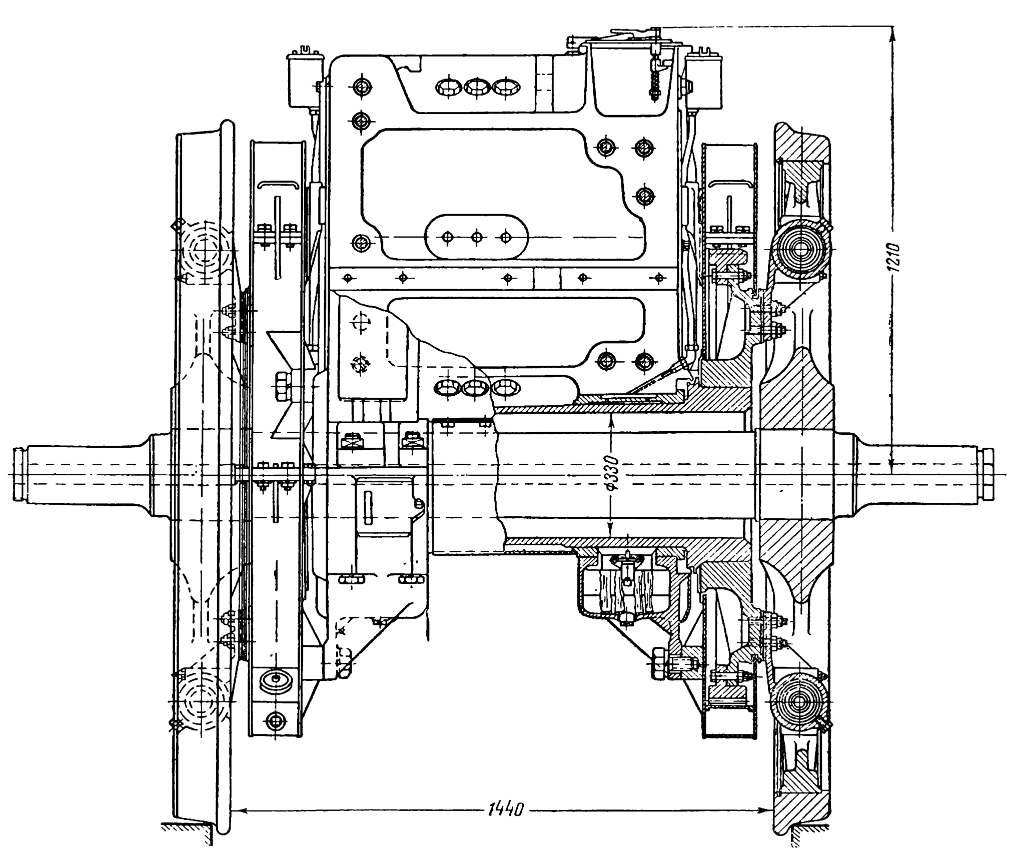
Конструкция этой системы подвески представлена на фиг. 1-5. Двигатель жестко крепится к раме тележки, картер передачи с одной стороны опирается своими подшипниками на ось, а с другой стороны пружинно или шарнирно связан с рамой тележки. Соединение двигателя с картером передачи осуществляется посредством карданной муфты, позволяющей смещение осей двигателя и малой шестерни картера друг относительно друга.

В этом случае двигатель является целиком подрессоренным, а зубчатая передача, заключенная в жесткий картер, работает в хороших условиях.

Существенным преимуществом такой системы передачи является то, что шестерня изготовляется заодно с ее валом. Это дает возможность значительно уменьшить диаметр делительной окружности ее (до 60—65 *мм* для трамвайных машин, например) и повысить тем самым величину передаточного числа до $i \approx 8$, что особенно ценно для трамвая и отчасти моторных вагонов, позволяя существенно поднять скорость вращения двигателя и снизить его вес. За последние годы такая система подвески широко применяется для трамвайных двигателей и двигателей метрополитена.

Недостатком этой системы подвески является ограничение по длине двигателя из-за места, занимаемого карданной муфтой. Поэтому для крупных двигателей применение такой си-

стемы передачи, несмотря на ее конструктивную простоту, вряд ли возможно.



с полым валом.

лу 5, и стальной диск 7 приводному рычагу 8, сидящему на валу 9 шестерни. Наличие стальных, достаточно тонких дисков в комбинации с длинным торсионным валом позволяет компенсировать смещение осей двигателя и шестерни картера передачи. Двигатель в этом случае также полностью подрессорен.

Независимая подвеска с полым валом якоря двигателя и гибкой муфтой

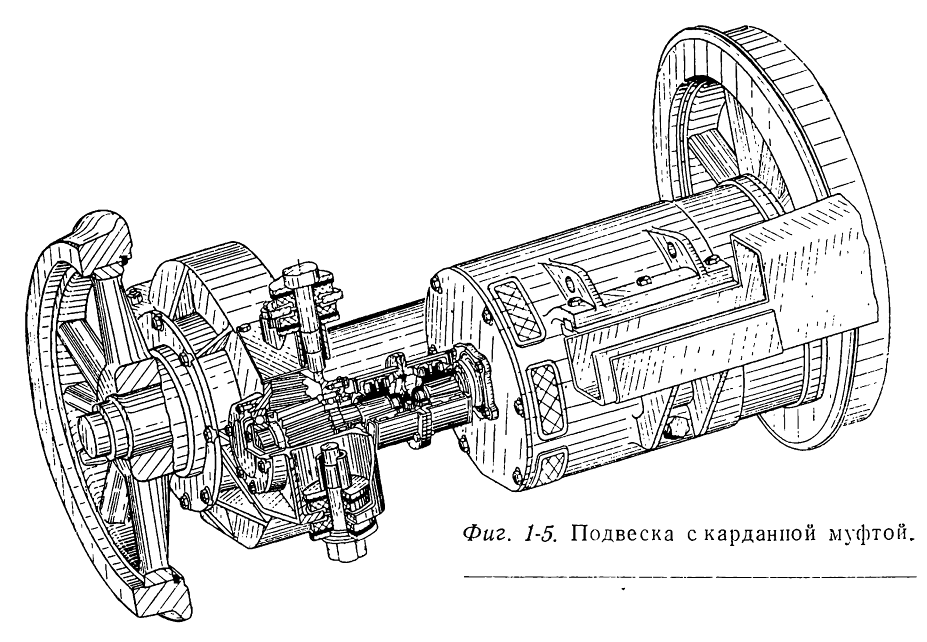
Эта система подвески не требует практически потери места на размещение карданной муфты и потому применяется для весьма больших электровозных двигателей. На фиг. 1-6 показана система передачи, выполненная фирмой Броун-Бовери.

Вал двигателя *1* изготовляется полым. При помощи приводного рычага *2*, жестко связанного с полым валом, стального диска *3* и приводного рычага *4*, приваренного к промежуточному валу *5*, проходящему сквозь полый вал, момент передается со стороны, противоположной коллектору, на сторону зубчатой передачи через приводной рычаг *6*, закрепленный на валу *5*, и стальной диск *7* приводному рычагу *8*, сидящему на валу *9* шестерни.

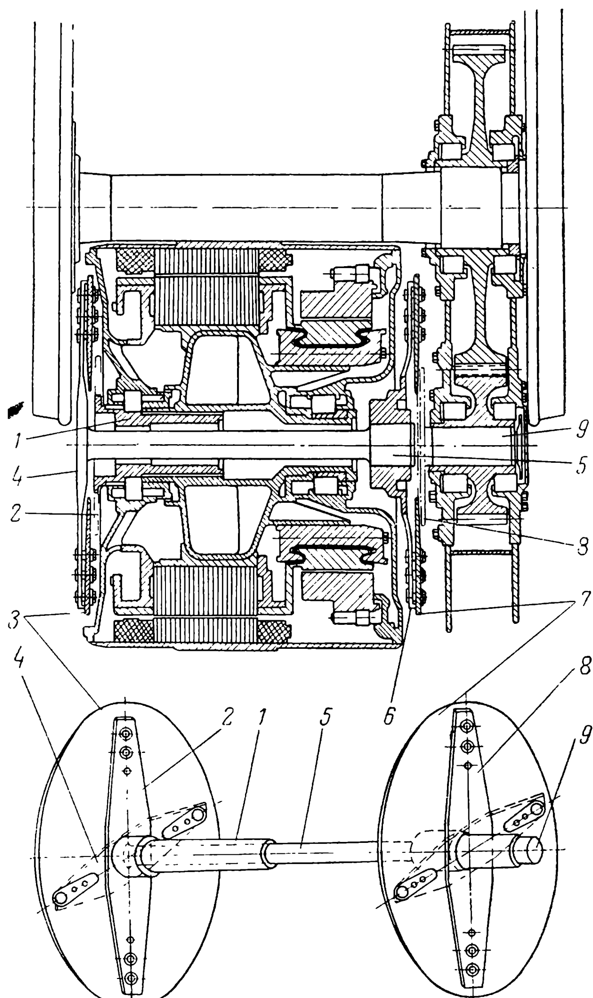
Аналогичная система передачи фирмы Сешерон с гибкими пластинами показана на фиг. 1-7.

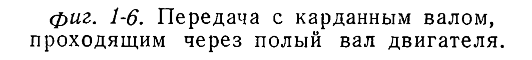
Следует указать, что конструкция двигателя для такой передачи несколько усложняется, как это видно, например, из фиг. 1-8. Усложнение вызывается наличием полого вала, что затрудняет размещение подшипников, особенно при небольших диаметральных размерах якоря.

Кроме того, само изготовление вала передачи представляет трудности, связанные с сочленением его со сторо-

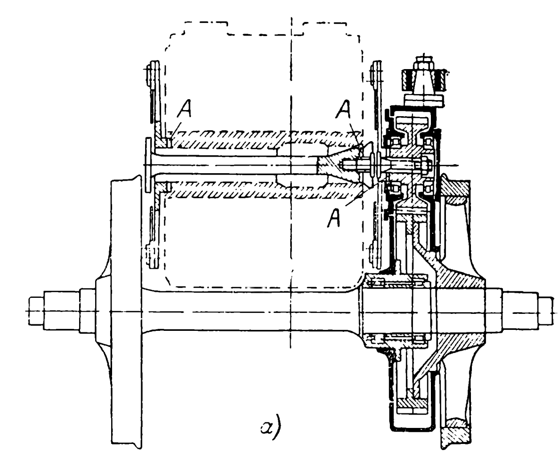


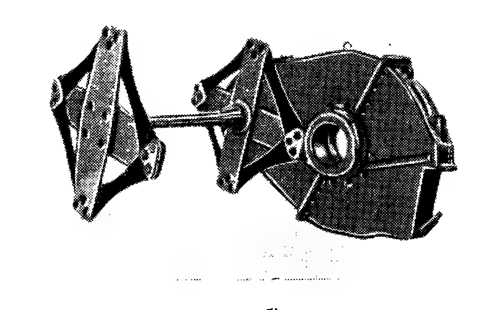
Фиг. 1-5. Подвеска с карданной муфтой.





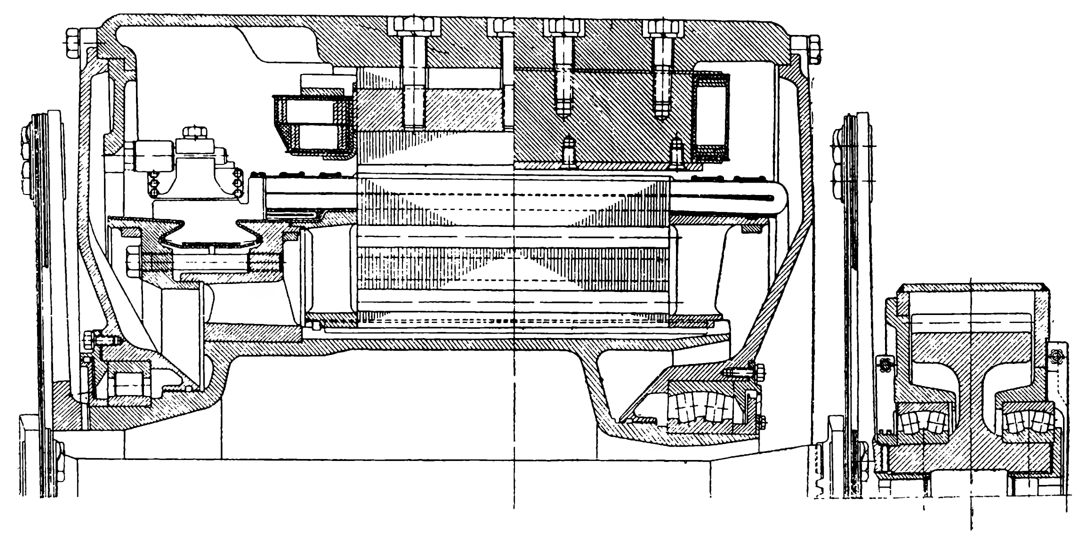
Фиг. 1-6. Передача с карданным валом, проходящим через полый вал двигателя.





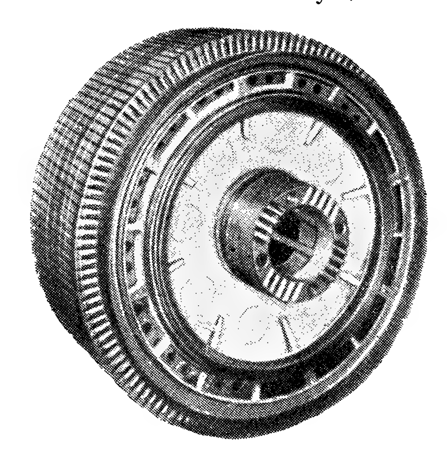
Фиг. 1-7. Передача с гибкими пластинами.

а — двигатель с передачей и колесной парой;
б — общий вид передачи с гибкими пластинами.



Фиг. 1-8. Конструкция двигателя при передаче гибкими пластинами.

ны, противоположной передаче, с рычагом гибких пластин. Тут целесообразен либо вариант поковки вала и рычага заодно, либо сварка их. Сочленение полого вала якоря с другим рычагом гибких пластин осуществляется



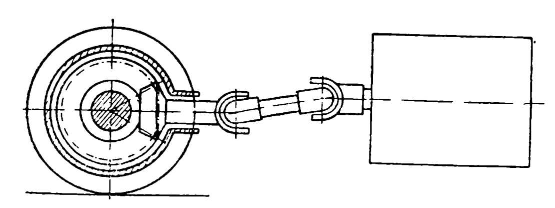
Фиг. 1-9. Торцовые шлицы на полом валу якоря.

помощью торцовых шлицев (фиг. 1-9). Аналогичное соединение делается со стороны передачи.

Описанная система передачи также позволяет иметь минимальный диаметр делительной окружности шестерни и благодаря отсутствию полого вала на оси экипажа — приблизить станину двигателя к оси, т. е. иметь больший возможный габарит ее, чем при системе с полым валом. Есть основания полагать, что эта система передачи может оказаться весьма перспективной для крупных тяговых двигателей.

Независимая подвеска автомобильного типа

Для троллейбусов, дизель-электрических автобусов и в ряде случаев для трамваев применяется продольное расположение двигателя с креплением



Фиг. 1-10. Схемы передачи с продольным расположением двигателя.

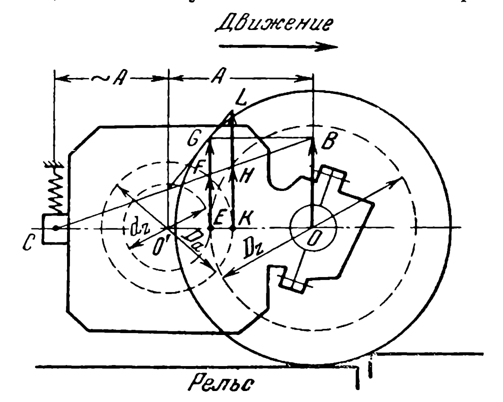
его к раме кузова или тележки. Сочленение с движущей осью делается при помощи карданного вала и конической, гипоидной или червячной передачи (фиг. 1-10). При этом может быть получено также достаточно высокое передаточное число.

1-4. УСЛОВИЯ РАБОТЫ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Динамические усилия

Как выше указывалось, двигатели с осевой подвеской подвержены значительным динамическим усилиям, возни-

кающим от неровностей рельсового пути (стыков, стрелок, крестовин и т. п.). На фиг. 1-11 показан момент прохождения ведущим колесом экипажа стыка рельсов. Колесо при этом получает ускорение OB, направленное практически вертикально, а положение точки подвески двигателя C в момент удара можно считать практически неизменным, поскольку она связана с надрессорным строением тележки экипажа.



Фиг. 1-11. Схема динамических ускорений.

Поэтому, как указал Б. Н. Тихменев, значение величин ускорений распределяется по прямой CB.

Таким образом, наибольшие динамические усилия испытывают детали двигателя, расположенные вблизи моторно-осевого подшипника.

Поскольку величина ускорения OB зависит от ряда неопределенных факторов (состояния балласта пути, расстояния между стыками, скорости движения и т. п.), предопределение ее практически невозможно и следует ориентироваться на экспериментальные данные. Цифры здесь весьма разноречивы и колеблются от значений $10g$ до $20g$ и даже выше. Повидимому, цифра ускорения

$$a = OB = 15g$$

(где g — ускорение земной силы тяжести) является наибольшей возможной для случая зимних условий и движения со скоростью до 100 *км/час* по путям, находящимся в более или менее удовлетворительном состоянии.

Таким образом, в двигателях с осевой подвеской, повидимому, следует считаться с динамическими усилиями, в 15 раз превосходящими вес данной детали (полюса, щеткодержателя и т. п.).

Еще хуже дело обстоит с якорем. Действительно, в точке зацепления зубчатых колес E большое зубчатое колесо получает ускорение $EG = OB$, а шестерня только EF. Поэтому шестерня, а вместе с ней и весь якорь получат дополнительное ускорение (на диаметре d_z), равное FG. Очевидно, что на поверхности якоря двигателя, имеющего диаметр D_a, это дополнительное ускорение будет уже равно HL, а полное ускорение $\Sigma a = KL$.

Учитывая, что практически для осевой подвески $OO' \approx OC = A$, можно получить из фиг. 1-11, как это было сделано Б. Н. Тихменевым, следующие соотношения:

$$\Sigma a = LK = HK + HL = a\frac{\left(A + \frac{D_a}{2}\right)}{2A} + a\left(1 - \frac{A + \frac{d_z}{2}}{2A}\right)\frac{D_a}{d_z}$$

или после преобразований

$$\Sigma a = a\frac{1 + \frac{D_a}{d_z}}{2}. \qquad (1\text{-}8)$$

Если принять отношение $\frac{D_a}{d_z} = 2{,}5$, как это имеет место в среднем для моторвагонных, электровозных и тепловозных двигателей, то получим величину ускорения на поверхности якоря

$$\Sigma a \approx 1{,}75a \approx 25g.$$

При исполнении одной из зубчаток с пружинным элементом представляется возможным поглотить в нем частично дополнительное ускорение FG (полностью это ускорение не может быть поглощено из-за некоторой начальной затяжки пружин). Поэтому применение такой пружинной передачи может несколько снизить ударные эффекты на якоре.

Столь значительные динамические усилия существенно утяжеляют работу тягового двигателя в эксплуатации, приводя к расшатыванию и поломкам отдельных деталей при недостаточно

прочном их выполнении. Это делает необходимым применение более прочных исходных материалов (стали, а не чугуна, например) и некоторых специфических приемов изготовления отдельных узлов, наиболее подверженных такого рода ударным воздействиям.

Из изложенного становится ясным, какое большое значение с точки зрения работоспособности двигателя имеет переход с осевой подвески его на независимую, поскольку при такой подвеске рассмотренные динамические усилия практически отсутствуют.

Влияние внешней среды и охлаждение

В настоящее время, кроме небольшой группы шахтных и некоторых других машин, все тяговые двигатели делаются вентилированными. Если в электровозе или тепловозе всегда возможна установка вентилятора (для продувки машин) в кузове экипажа и потому воздух в двигатели подается более или менее очищенным от пыли и снега, то для мотор-вагонов, трамваев, троллейбусов и т. п. приходится применять двигатели с самовентиляцией и с забором охлаждающего воздуха либо из-под экипажа, либо с крыши (при высоких напряжениях).

Даже при независимой вентиляции не всегда удается избежать сильного загрязнения тягового двигателя и частого попадания в него снега в зимних условиях. Что касается двигателей с забором воздуха из-под кузова экипажа, то они загрязняются в очень сильной степени, а в зимнее время снег и вода в том или ином количестве попадают в машину. Устройство специальных фильтров для очистки охлаждающего воздуха не получило развития по условиям тесноты размещения двигателя в тележке, а также потому, что такие фильтры быстро забивались пылью и мало предохраняли машину от попадания в нее влаги.

Поэтому техника тягового электромашиностроения пошла по пути придания изоляции двигателей высокой влагостойкости путем применения негигроскопичных изоляционных материалов, многократных пропиток в лаках или битумах обмоток двигателей и т. п.

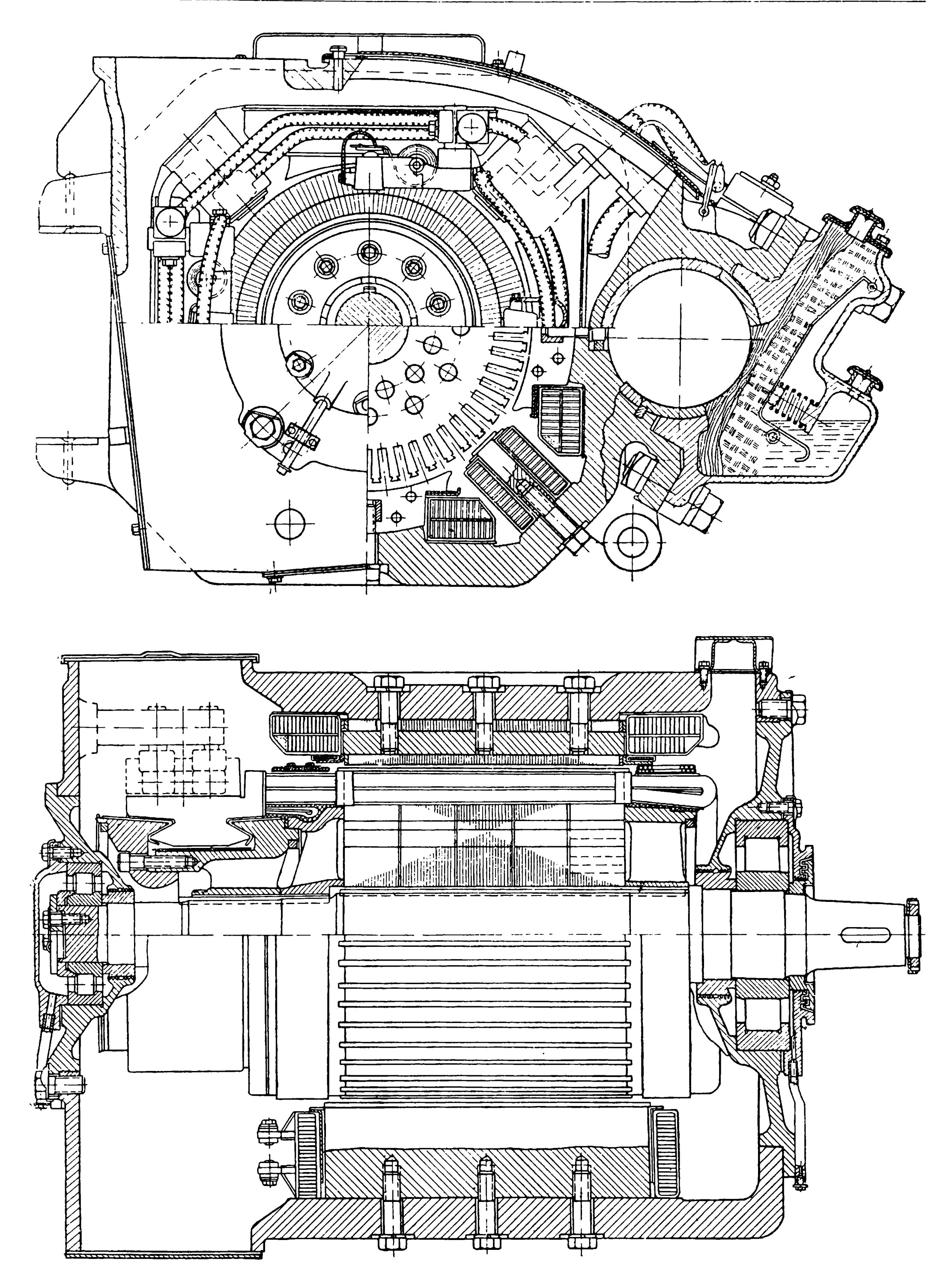
Загрязнение коллекторов двигателей вызывает также ухудшение условий коммутации, и здесь, очевидно, может помочь только тщательный уход за машиной в эксплуатации.

Таким образом, в отношении влияния внешней среды тяговые двигатели находятся в очень тяжелых условиях, особенно в зимнее время. Следует указать еще на возможность отпотевания холодной машины при постановке экипажа в депо после длительной стоянки на холоде. Это может вызвать резкое снижение сопротивления изоляции и ее пробой, а потому постановка холодных электровозов в теплое депо не допускается.

Диапазон нагрузок

В отличие от большинства нормальных машин тяговые двигатели работают в эксплуатационных условиях в самых разнообразных режимах. Так, скорость вращения может возрастать при уменьшении сопротивления движению в 2 и более раза относительно номинальной, нагрузка двигателя по току, особенно при трогании поезда с места, может доходить до двойной номинальной. Следовательно, тяговый двигатель должен быть рассчитан как на высокую максимальную скорость вращения, так и на большую перегрузочную способность с точки зрения коммутации и механической прочности вала, зубчатой передачи и т. д. К этому следует еще прибавить, что при питании двигателей от контактной сети постоянного тока, например, следует серьезно считаться с возможными резкими колебаниями напряжения (вплоть до снятия и последующего восстановления напряжения).

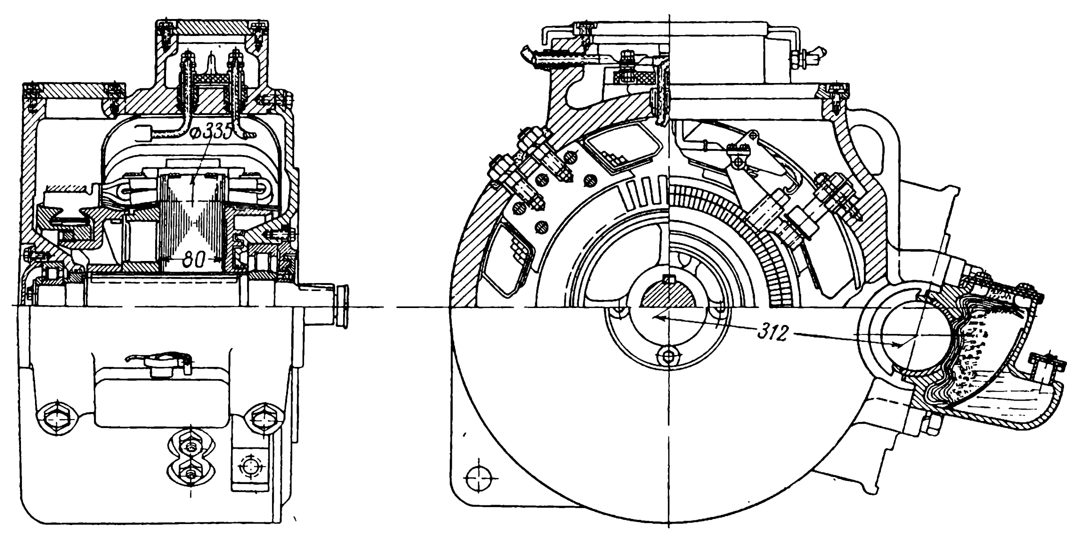
Такие толчки напряжения, как будет показано ниже, очень утяжеляют коммутацию двигателей постоянного тока и часто имеют место в эксплуатации, особенно при движении с большими скоростями (отрыв токоприемника от контактного провода и т. п.).



Фиг. 1-12. Двигатель типа ЭДТ 200А.

1-5. ГАБАРИТНЫЕ УСЛОВИЯ РАЗМЕЩЕНИЯ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Как видно из фиг. 1-1, 1-5 и 1-8, возможная длина двигателя с передачей и муфтой, если таковая имеется, определяется расстоянием между ребордами ведущих колес, т. е. зависит от ширины колеи. Практически (фиг. 1-1), размер $L \leqslant 0{,}9$ (ширина колеи). Даже при самой широкой колее (1 524 *мм*) и при односторонней передаче длина стального пакета якоря не может быть взята более 450—500 *мм* (в случае двигателя постоянного тока).



Фиг. 1-13. Двигатель типа ДК-800.

Габарит двигателя по диаметру *B*, как это видно из фиг. 1-1, определяется допустимым расстоянием от нижней части станины двигателя до головки рельса. Этот размер для магистральных железных дорог должен быть не менее 150 *мм* (ОСТ 6435-52), для трамваев — не менее 130 *мм*, для шахтных двигателей — не менее 80 *мм* (ГОСТ 5048-49) и т. д.

С целью увеличения диаметрального габарита *B* часто несколько поднимают (на 10—40 *мм*) осевую линию вала двигателя над осевой линией колесной пары (размер *d*). Тогда

$$B = D_{в.к} - 2c + 2d. \tag{1-9}$$

При максимальном размере диаметра ведущего колеса локомотивов в СССР 1 200 *мм* габарит двигателя по диаметру *B* не превышает цифры порядка 1 000 *мм*. При этом величина диаметра якоря может быть взята не свыше 660 *мм* в случае двигателя постоянного тока.

Таким образом, в отличие от нормальных электрических машин размеры активных частей двигателя не могут быть выбраны произвольно, а сильно зависят от ширины колеи и диаметра ведущего колеса экипажа. Так, например, на фиг. 1-12 показан двигатель тепловоза, построенный для диаметра колеса 1 050 *мм* и нормальной колеи.

Как видно из чертежа, диаметр якоря его примерно равен длине стального пакета якоря (420 *мм*). На фиг. 1-13 представлен двигатель рудничного электровоза, построенный для диаметра колеса 650 *мм* и колеи 475 *мм*. Здесь при диаметре якоря 335 *мм* длина стального пакета якоря составляет 80 *мм*.

ГЛАВА ВТОРАЯ

ТЯГОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ ПОСТОЯННОГО ТОКА

2-1. ОСНОВНЫЕ ПАРАМЕТРЫ И ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Напряжения и мощности

Общие технические требования к тяговым двигателям постоянного тока изложены в ГОСТ 2582-50 «Машины электрические постоянного тока, тяговые».

Номинальной мощностью тяговых двигателей постоянного тока обычно считается мощность часовая, однако для некоторых машин за номинальную мощность принимают мощность длительную. Поскольку тепломощность двигателя всегда определяется допустимой величиной длительного тока, величина его указывается в паспортных данных.

Номинальным напряжением тягового двигателя считается напряжение, соответствующее номинальному (условному) напряжению на токоприемнике экипажа (ГОСТ 6962-54). Ввиду неизбежных колебаний напряжения сети из-за разницы в падениях напряжения в контактном проводе, преобразовательных агрегатах подстанций и т. д. при различных нагрузках возможное максимальное рабочее напряжение может существенно превосходить номинальное. ГОСТ 2582-50 разрешает повышение напряжения сверх номинального на 21% и кратковременно на 28%, а при рекуперативном режиме на 32%. Номинальное напряжение тяговых двигателей, питаемых от генераторов (тепловозы и пр.), определяется параметрами системы, а максимальное — максимальным напряжением генератора.

Для магистральных электрифицированных железных дорог изготовляются двигатели с номинальным напряжением на коллекторе 1 500 *в*, соединенные по два последовательно (номинальное напряжение на токоприемнике 3 000 *в*). Таким образом, изоляция двигателя должна быть рассчитана на напряжение 3 000 *в*. Такая система включения вызвана практической невозможностью построения по коммутационным условиям тяговых двигателей с напряжением на коллекторе 3 000 *в*. Мощность электровозных двигателей составляет 400—600 *квт* при 700—900 об/мин, моторвагонных— около 200 *квт* при 900—1 200 об/мин.

Для тепловозов магистральных железных дорог строятся тяговые двигатели мощностью 200—250 *квт* при 500—600 об/мин. Обычно они включаются также по два последовательно, имея на коллекторе напряжение 300—400 *в*, а по изоляции 600—800 *в*.

Для метрополитена применяются двигатели мощностью 80—150 *квт* при напряжении 750 *в* или 375/750 *в* (на коллекторе/на токоприемнике) и скорости вращения 900—1 500 об/мин.

Для городского транспорта изготовляются двигатели на 550 *в* или 275/550 *в* с мощностью 40—80 *квт* при скорости вращения 1 000—1 500 об/мин.

Для промышленных электровозов применяются двигатели мощностью от 40 до 200 *квт* при напряжениях от 750/1 500 до 220 *в* со скоростью вращения 500—600 об/мин (при осевой подвеске).

Шахтные электровозы подземной откатки снабжаются двигателями 10—25 *квт* при скорости вращения 350—600 об/мин (осевая подвеска) или около 1 000—1 200 об/мин при двухступенчатом редукторе. Напряжение составляет здесь 250 *в* для троллейных и

110—160 *в* для аккумуляторных электровозов.

Наконец, всякого рода небольшие электрокарные двигатели изготовляются обычно на напряжение 40—80 *в* и на мощности 2—6 *квт* при скорости вращения около 1 000 об/мин.

Число полюсов

Подавляющее большинство современных тяговых двигателей выполняются четырехполюсными. Шестиполюсное исполнение встречается относительно редко и только для низковольтных машин или машин, имеющих относительно большой диаметр коллектора. Действительно, при осевой подвеске и максимально возможном диаметре якоря около 660 *мм* диаметр коллектора может быть взят около 550 *мм*.

Среднее напряжение между пластинами коллектора

$$e_{ср} = \frac{2pU}{K}, \qquad (2\text{-}1)$$

где K — число коллекторных пластин, не должно при номинальном значении напряжения превосходить 20 *в*.

С другой стороны,

$$K = \frac{\pi D_к}{\beta_к}, \qquad (2\text{-}2)$$

где $D_к$ — диаметр коллектора;

$\beta_к$ — коллекторное деление.

Из формул (2-1) и (2-2) можно получить:

$$U = e_{ср} \frac{\pi D_к}{2p\beta_к}. \qquad (2\text{-}3)$$

Так как коллекторное деление не может быть по технологическим соображениям взято меньше 4—4,5 *мм*, то при $D_к = 550$ *мм* и $e_{ср} = 20$ *в* найдем:

$$U = \frac{8\,000}{2p}.$$

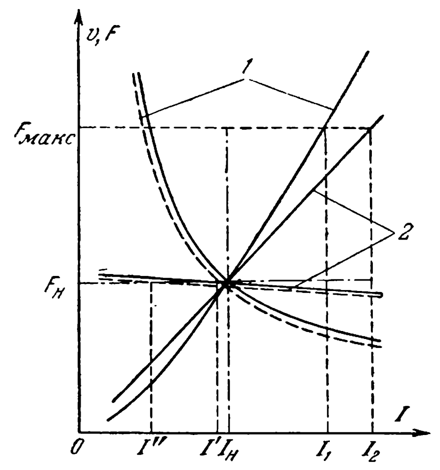
Следовательно, при $2p = 6$ и при $D_к = 550$ *мм* напряжение 1 500 *в* на коллекторе реализовано быть не может. Поэтому шестиполюсные машины с напряжением 1 500 *в* на коллекторе строятся только при независимой подвеске с расположением двигателя над осью экипажа, когда габариты по диаметру могут быть увеличены.

Для машин же с низкими напряжениями на коллекторе (например, тепловозных и т. п.) указанного ограничения не существует и потому здесь шестиполюсное исполнение может успешно конкурировать с четырехполюсным.

Преимуществом шестиполюсного исполнения является несколько меньший (на 10—15%) вес вследствие меньшего магнитного потока полюса (т. е. более тонкой станины) и меньшей длины коллектора и лобовых частей обмотки якоря. Однако следует иметь также в виду, что трудоемкость изготовления шестиполюсной машины увеличивается, а размещение щеткодержателей и их обслуживание затрудняются.

Возбуждение

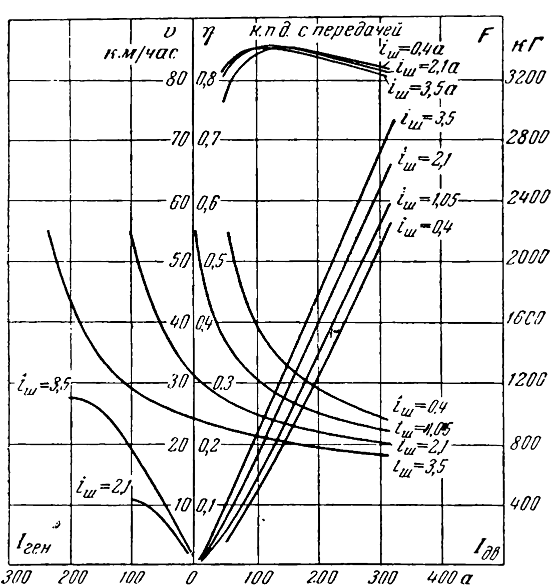
Подавляющее большинство современных тяговых двигателей постоянного тока имеет последовательное (сериесное) возбуждение, некоторые — смешанное, но параллельное (шунтовое) возбуждение не применяется ни в одной конструкции. Причины этого усматриваются из фиг. 2-1 и сводятся к следующим:



Фиг. 2-1. Сравнительные характеристики двигателей.

1 — с последовательным возбуждением; *2* — с параллельным возбуждением.

а) Скоростные характеристики двигателей, работающих на одном экипаже совместно, никогда не могут быть строго идентичны. Так, ГОСТ 2582-50



Фиг. 2-2. Тяговые характеристики троллейбусного двигателя типа ДК-202 со смешанным возбуждением.

допускает отклонение скорости вращения отдельных машин от номинальной в пределах 4 или 5%. Из фиг. 2-1 видно, что расхождение в нагрузках двигателей с параллельным возбуждением оказывается недопустимо большим, в то время как при последовательном возбуждении разница в токах двигателей будет незначительна. При смешанном возбуждении расхождение нагрузок будет больше, но еще в допустимых пределах.

б) Если при номинальном режиме двигатели с последовательным и параллельным возбуждением потребляют одинаковые токи, то при увеличении тягового усилия до значения $F_{макс}$ двигатель с параллельным возбуждением потребляет значительно больший ток, чем двигатель с последовательным возбуждением. Следовательно, двигатель с параллельным возбуждением должен быть взят бо́льшим по тепловой мощности, т. е. большего габарита, а сеть и подстанции должны быть рассчитаны также на большие потребляемые мощности. При смешанном возбуждении этот эффект будет гораздо слабее.

в) Двигатель с последовательным возбуждением имеет так называемую автоматическую характеристику нагрузки, в то время как двигатель с параллельным возбуждением требует регулирования возбуждения для изменения скорости.

г) Ввиду медленного возрастания магнитного поля двигателя с параллельным возбуждением при включении он хуже переносит всякого рода переходные процессы (с точки зрения коммутации).

д) Габаритные размеры катушек параллельного возбуждения больше, чем последовательного.

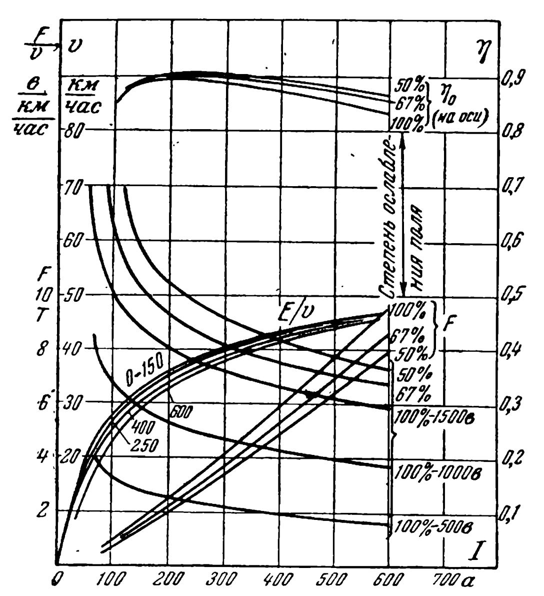
Однако последовательное возбуждение тяговых двигателей имеет тот существенный недостаток, что при нем невозможен переход на генераторный рекуперативный режим, так как генератор последовательного возбуждения, как известно, не может работать на сеть с постоянным напряжением. Поэтому для осуществления рекуперации энергии при торможении на экипаже необходимо иметь специальный возбудитель для независимого питания обмоток тяговых двигателей в этом режиме.

В этом отношении двигатель со смешанным возбуждением имеет существенное преимущество перед двигателем с последовательным возбуждением (фиг. 2-2) и потому широко применяется на троллейбусах, где вопрос параллельной работы отпадает (один двигатель на экипаж), а также в некоторых трамвайных устройствах.

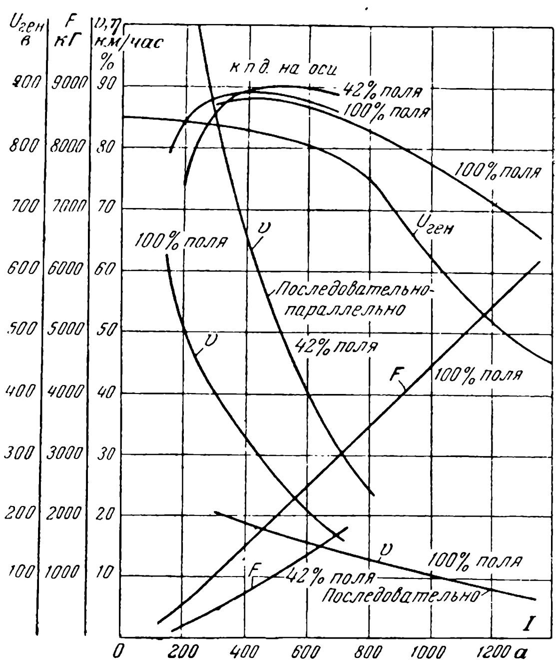
Регулирование скорости

Для большинства экипажей недостаточно иметь только одну характеристику скорости в зависимости от нагрузки, так как при заданном весе поезда и профиле пути это предопределяет только одну скорость движения. Для возможности регулирования скорости тяговых двигателей постоянного тока применяются следующие способы:

а) Регулирование подведенным напряжением. Это достигается различной группировкой двигателей в схеме (так называемое последовательно-параллельное включение). Например, на фиг. 2-3 исходное соединение (1 500 *в*) соответствует двум включенным последовательно двигателям, соединение 1 000 *в* соот-



Фиг. 2-3. Тяговые характеристики электровозного двигателя типа ДПЭ-400.



Фиг. 2-4. Тяговые характеристики тепловозного двигателя типа ДК-304.

ветствует трем последовательно включенным, а 500 *в* — шести последовательно включенным двигателям (рассмотренный случай относится к шестиосному электровозу).

Если двигатели получают питание от тягового генератора, регулирование подведенным напряжением производится как переключением групп двигателей, так и путем непрерывного изменения напряжения генератора (фиг. 2-4).

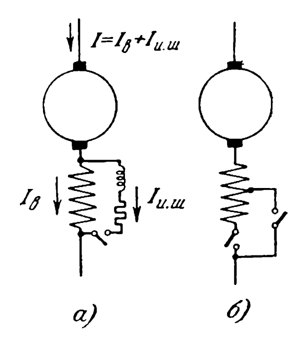
Пересчет скоростной характеристики при изменении напряжения производится по формуле

$$v' = v\frac{U' - Ir - \Delta U}{U - Ir - \Delta U}, \qquad (2\text{-}4)$$

где U — напряжение, при котором известна характеристика $v=f(I)$;
U' — другое напряжение;
v' — соответствующая этому напряжению скорость экипажа;
I — величина тока двигателя;
r — сопротивление последовательной цепи двигателя;
ΔU — падение напряжения под щетками двигателя (см. ГОСТ 2582-50 2 или 3 *в*).

Характеристика силы тяги (момента) при изменении напряжения практически не меняется.

б) Регулирование возбуждением. В двигателе смешанного возбуждения, как видно из фиг. 2-2, такое регулирование легко достигается изменением тока в параллельной обмотке возбуждения от максимального значения до нуля, если требуется.



Фиг. 2-5. Ослабление поля двигателя шунтировкой обмотки возбуждения (*а*) и отключением части витков (*б*).

В двигателе последовательного возбуждения приходится прибегать либо к шунтировке обмотки возбуждения сопротивлением, либо к отключению части витков обмотки возбуждения (фиг. 2-5). Практически отдают пред-

почтение первому способу, дающему более устойчивую работу машины при переходных режимах, если шунт частично или полностью делается индуктивным, представляя собой катушку, посаженную на стальной расслоенный сердечник с воздушным зазором. В обоих случаях скорость регулируется только в сторону повышения, как это видно из фиг. 2-3. Степень ослабления поля характеризуется отношением остающейся н. с. возбуждения к исходной при данном токе якоря (например, 50, 67% и т. д.) и для случая шунтировки обмотки возбуждения может быть выражена как

$$\beta = \frac{I_в}{I}, \qquad (2\text{-}5)$$

где $I_в$ — ток возбуждения при данном токе якоря.

Пересчет скоростной и моментной характеристик двигателя при ослаблении поля из характеристик при полном поле затрудняется вследствие различного влияния реакции якоря на поле полюсов.

Для ориентировочных расчетов может быть применена следующая формула, дающая скорость двигателя при ослабленном поле:

$$v'_{\frac{I}{\beta}} \approx v_I, \qquad (2\text{-}6)$$

где v_I — скорость экипажа на исходной характеристике при полном поле при токе I;

$v'_{\frac{I}{\beta}}$ — скорость экипажа при ослабленном поле при токе $\frac{I}{\beta}$.

Величина вращающего момента или силы тяги для предварительных расчетов может быть найдена по формуле

$$F_{о.п} = F_{п.п}\frac{v_{п.п}}{v_{о.п}}, \qquad (2\text{-}7)$$

где $F_{о.п}$ — сила тяги при ослабленном поле для тока I;

$F_{п.п}$ — сила тяги при полном поле для того же тока;

$v_{о.п}$ — скорость экипажа при ослабленном поле для тока I;

$v_{п.п}$ — скорость экипажа при полном поле для того же тока.

Форма характеристик двигателя

Та или иная конфигурация характеристики двигателя последовательного возбуждения или двигателя смешанного возбуждения зависит практически от формы его магнитной характеристики. Это следует из того, что скорость вращения двигателя, как известно, равна:

$$n = c\frac{U - Ir - \Delta U}{\Phi}, \qquad (2\text{-}8)$$

где

$$c = \frac{60a}{Np}10^8; \qquad (2\text{-}9)$$

Φ — поток полюса, *мкс*;

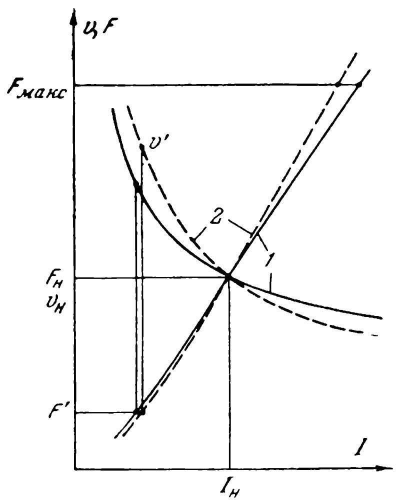
p — число пар полюсов двигателя;

a — число пар параллельных цепей обмотки якоря;

N — число активных проводников обмотки якоря.

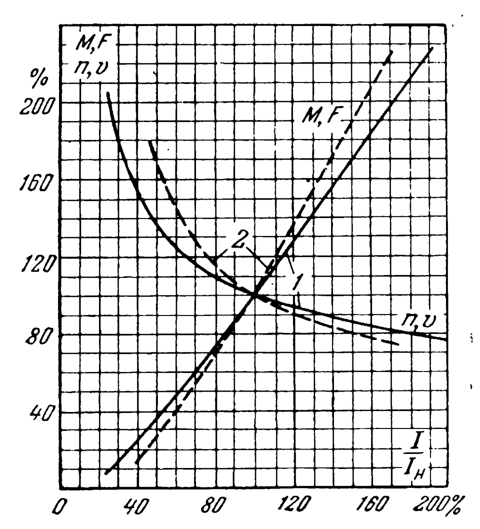
Член $(U - Ir - \Delta U)$ относительно мало меняется с изменением нагрузки и потому практически $n = f\left(\frac{1}{\Phi}\right)$.

На фиг. 2-6 даны сравнительные характеристики сильно насыщенного двигателя с небольшим воздушным зазором и менее насыщенного с большим зазором. Нетрудно видеть, что слабее насыщенный двигатель меньше перегружается по току при максимальной силе тяги и имеет большую скорость при малой силе тяги F, т. е. обеспечивает более высокую скорость движения на участках с легким профилем пути.



Фиг. 2-6. Характеристики двигателя при разных насыщениях.

1 — насыщенный; 2 — менее насыщенный.



Фиг. 2-7. Универсальная характеристика тягового двигателя с последовательным возбуждением.

1 — машина сильно насыщенная; *2* — машина слабо насыщенная.

Последнее обстоятельство может иметь весьма существенное значение, а потому во всех случаях рекомендуется не насыщать чрезмерно магнитную цепь машины.

Укажем, что с точки зрения использования объема двигателя чрезмерные насыщения также не могут считаться целесообразными из-за сильного увеличения добавочных потерь в меди и требуемой н. с. на возбуждение.

На фиг. 2-7 дана универсальная характеристика тягового двигателя с последовательным возбуждением, а на графике приложения 4 универсальная магнитная характеристика тяговых электрических машин.

Обмотки

Ввиду относительно небольших мощностей и относительно высоких напряжений у большинства тяговых двигателей в них преимущественно применяются волновые обмотки якорей. Петлевые обмотки применяются лишь в машинах с номинальными значениями токов свыше 300—400 *а*.

Как правило, почти все тяговые двигатели снабжаются добавочными полюсами. Исключение составляют лишь небольшие шахтные и электрокарные двигатели, изготовляемые обычно без добавочных полюсов или с неполным числом их.

Компенсационные обмотки редко применяются в тяговых двигателях постоянного тока ввиду сильного усложнения конструкции и ремонта катушек полюсов двигателя при этом. Однако известны случаи изготовления двигателей с такими обмотками в целях увеличения их коммутационной устойчивости, о чем будет сказано ниже.

2-2. ПЕРЕХОДНЫЕ РЕЖИМЫ В ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЯХ

В отличие от нормальных электрических машин тяговые двигатели по условиям коммутационных процессов на коллекторе находятся в более тяжелых условиях. К ним относятся: значительные перегрузки по току, повышение напряжения сверх номинального, значительное повышение скорости вращения сверх номинальной, достигаемое в большинстве случаев ослаблением поля, загрязнение коллектора, толчки напряжения, приложенного к двигателю, и т. п.

Все указанные обстоятельства накладывают некоторые ограничения на параметры тяговых двигателей и требуют тщательного анализа для предопределения работоспособности двигателя по допустимости искрения на коллекторе, возможности появления перекрытия по коллектору (кругового огня) и т. п. Особенно важно это для высоковольтных двигателей, а также для машин, работающих с большим ослаблением поля.

При работе на линии тяговый двигатель, получающий питание непосредственно от контактной сети, подвержен непрерывным колебаниям напряжения. Эти колебания обусловлены меняющейся нагрузкой тяговой сети и иногда носят характер довольно резких толчков напряжения. Кроме того, в силу несовершенности контакта токоприемника с верхним проводом часто имеют место так называемые отскакивания токоприемника от питающего провода, приводящие к перерыву питания машины с последующим восстановлением напряжения.

Аналогичное явление имеет место при прохождении участковых изоляторов, пересечений, стрелок, при питании от третьего рельса и т. д. В более сла-

бой форме эффект внезапного повышения напряжения проявляется при переходах с одного соединения двигателей на другое и т. д.

Все эти процессы сопровождаются изменением потока и тока двигателя и, как это будет показано ниже, сопровождаются в ряде случаев бросками тока в двигателе, значительно превосходящими установившиеся значения. Такого рода толчки тока являются следствием появления в массивных частях магнитопровода двигателя вихревых токов, существенно влияющих на его поток.

Коммутация двигателей при такого рода переходных процессах весьма осложняется, во-первых, из-за указанных бросков тока и, во-вторых, из-за влияния вихревых токов на поток добавочных полюсов. Коммутация при неустановившихся режимах определяет работоспособность тяговых машин не менее, чем стационарная.

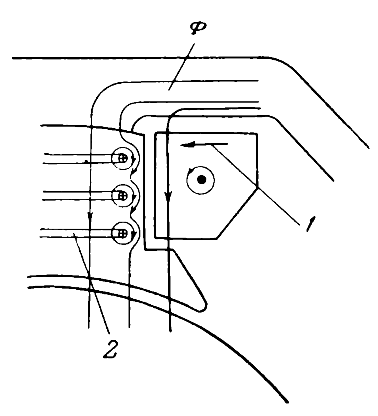
Для возможности оценки коммутационных условий при таких переходных процессах требуется знание изменения во времени тока двигателя I, его потока Φ и потока добавочных полюсов $\Phi_д$. Эти функции $I = f(t)$, $\Phi = f(t)$ и $\Phi_д = f(t)$ определяются в свою очередь изменением величины вихревых токов в массивных частях магнитопровода машины (станина и полюса) и величиной индуктивностей обмоток ее.

Вихревые токи в магнитопроводе

При появлении н. с. в катушках полюсов силовые магнитные линии начинают двигаться вглубь сечения магнитопровода, пересекая его волокна и создавая в них некоторую э. д. с. и, следовательно, вихревые токи (фиг. 2-8).

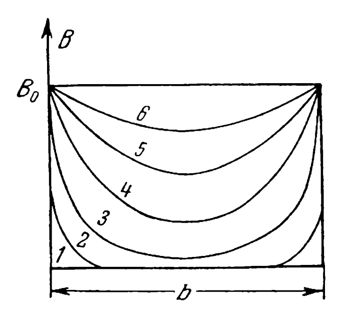
Эти вихревые токи возникают сначала в периферийных частях магнитопровода. Физическая сторона процесса заключается в том, что от проникающих вглубь сердечника силовых линий ответвляются магнитные звенья, окружающие нити вихревых токов, которые экранируют внутренние части сердечника.

По мере развития процесса и занятия магнитным потоком большего объема магнитопровода поток и вихревые токи проникают в толщу магнитопровода. На фиг. 2-9 показано распределение индукции в сечении магнитопровода для разных моментов времени после включения н. с.



Фиг. 2-8. Вихревые токи в магнитопроводе.
1 — движение потока; 2 — вихревые токи.

Сделаем допущение, как это предложил А. Тостин, что поток проникает вглубь сердечника, создавая по мере своего продвижения постоянную (установившуюся) индукцию B_0.



Фиг. 2-9. Распределение индукции в сечении магнитопровода для разных моментов времени.

Называя глубину проникновения потока в данный момент времени через q, получим, что поток

$$\Phi = B_0 q p' \ [мкс],$$

где p' — средний периметр занятого потоком сечения (фиг. 2-10). Обозначим:

$$p' = kp,$$

где $p = 2(a + b)$ — периметр магнитопровода, *см*;

a, b — стороны сечения магнитопровода;
k — соответствующий коэффициент, зависящий от q.

Из фиг. 2-10 нетрудно видеть, что

$$k = \frac{2(a-q+b-q)}{2(a+b)} = 1 - \frac{2q}{a+b}.$$

Таким образом,

$$\Phi = B_0 qpk. \qquad (2\text{-}10)$$

Сопротивление контура вихревого тока будет:

$$r = \frac{\rho kp}{ql},$$

где ρ — удельное сопротивление материала магнитопровода, *ом·см*;
l — длина магнитопровода, *см*.

Если из (2-10) найти величину q и подставить это значение в формулу для r, то получим:

$$r = \frac{\rho (kp)^2 B_0}{l\Phi}; \qquad (2\text{-}11)$$

тогда вихревой ток

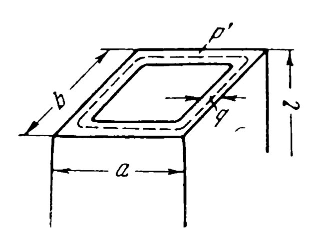
$$i'_{вихр} = \frac{\frac{d\Phi}{dt} 10^{-8}}{r} = \Phi \frac{d\Phi}{dt} \frac{l}{p^2 k^2 \rho B_0} 10^{-8}. \qquad (2\text{-}12)$$

Входящий в эту формулу коэффициент k есть функция глубины проникновения потока в сердечник q и может быть выражен в зависимости от отношения величины потока в данный момент времени к установившемуся значению потока (фиг. 2-11).

Ток $i'_{вихр}$ не сцеплен со всем потоком магнитопровода, поскольку он более или менее равномерно распределен по сечению, занятому в данный момент потоком. Так как выше было принято, что индукция в данной части сердечника постоянна по величине, то коэффициент потокосцеплений для тока $i'_{вихр}$ равен 0,5. Поэтому эквивалентный по своей н. с. вихревой ток, сцепленный со всем потоком, должен быть взят в 2 раза меньше, чем $i'_{вихр}$.

Далее, под величиной потока Φ понимают всегда полезный поток в зазоре. В сердечнике полюса и станине машины поток будет больше на величину потока рассеяния, определяемую коэффициентом рассеяния σ.

Наконец, если величина установившейся индукции B_0 обычно более или менее одинакова для полюса и ста-

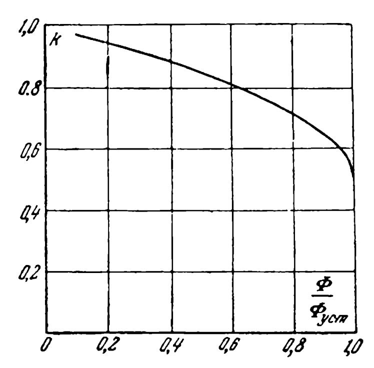


Фиг. 2-10. К расчету вихревых токов.

нины, то значения l и p для них могут быть существенно отличны. То же относится и к величине удельного сопротивления ρ.

С учетом сказанного формула для эффективного значения вихревого тока примет вид:

$$i_{вихр} = \Phi \frac{d\Phi}{dt} \frac{0{,}5\sigma^2}{k^2} \Sigma \frac{l}{p^2 \rho B_0} 10^{-8} \; [a]. \qquad (2\text{-}13)$$



Фиг. 2-11. Значение коэффициента k.

Для стальной станины $\rho \approx 0{,}14 \times 10^{-4}$ *ом·см*. Для главного полюса величина удельного сопротивления ρ существенно больше ввиду расслоения листов его. Она сильно зависит от силы спрессовки полюса, числа заклепок, состояния коррозии отдельных листов и т. п. В качестве средней цифры может быть принято возрастание ρ втрое, т. е. принято $\rho \approx 0{,}42 \cdot 10^{-4}$ *ом·см*.

Входя в станину машины, поток разветвляется на два русла, вклю-

ченные параллельно. Поэтому

$$i_{s\,вихр} \equiv (0{,}5\Phi)\left(\frac{0{,}5d\Phi}{dt}\right)\Sigma\frac{l}{p^2}$$

или

$$i_{s\,вихр} \equiv \Phi\frac{d\Phi}{dt}\Sigma\frac{l}{(2p)^2}.$$

Следовательно, выражение $\frac{l}{p^2}$ для станины должно подсчитываться как

$$\frac{l}{p_{(s)}^2} = \frac{L_s}{(4h_s + 4l'_s)^2}, \qquad (2\text{-}14)$$

где l'_s — осевая длина магнитной части станины, *см*;
h_s — толщина станины, *см*;
L_s — длина пути потока по станине, *см*.

Таким образом, для цепи главного магнитного потока

$$\Sigma\frac{l}{p^2}\cdot\frac{1}{\rho B_0} = \frac{L_m}{(2b_m + 2l_m)^2 0{,}42\cdot 10^{-4}B_{m0}} + \frac{L_s}{(4h_s + 4l'_s)^2\,0{,}14\cdot 10^{-4}B_{s0}}, \qquad (2\text{-}15)$$

где L_m — длина пути потока по полюсу (высота полюса), *см*;
b_m — ширина сердечника полюса, *см*;
l_m — длина сердечника полюса, *см*;
B_{m0} — установившаяся индукция в сердечнике полюса, *гс*;
B_{s0} — установившаяся индукция в станине, *гс*.

Если пренебречь изменением коэффициента k во время переходного процесса и принять некоторое постоянное значение его $k_{ср}$, то, как это видно из уравнений (2-13), (2-15), только значения Φ и $\frac{d\Phi}{dt}$ будут переменными; следовательно, можно положить:

$$i_{вихр} \approx \gamma\Phi\frac{d\Phi}{dt}, \qquad (2\text{-}16)$$

где

$$\gamma = \frac{0{,}5c^2}{k_{ср}^2}\Sigma\frac{l}{p^2\rho B_0}10^{-8}. \qquad (2\text{-}17)$$

Пример 2-1. **Расчет коэффициента** γ
Двигатель типа ДПЭ-340. $U = 1\,500$ *в*, $n = 770$ об/мин, $\Phi = 8{,}4\cdot 10^6$, $B_{m0} = 14\,300$ *гс*, $B_{s0} = 13\,200$ *гс*.

$$\gamma = \frac{1}{k^2}0{,}5\cdot 1{,}16^2\frac{10}{(2\cdot 23 + 2\cdot 30{,}5)^2 0{,}42\cdot 10^{-4}\cdot 14\,300} + \frac{38}{(4\cdot 5 + 4\cdot 70)^2 0{,}14\cdot 10^{-4}\cdot 13\,200}10^{-8} = \frac{0{,}7}{k^2}(14{,}5 + 23)\,10^{-12} = \frac{25}{k^2}10^{-12}.$$

Принимая по кривой фиг. 2-11 среднее значение $k_{ср} = 0{,}85$, получим:

$$\gamma = 35\cdot 10^{-12}$$

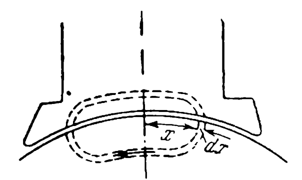
и

$$i_{вихр} = 35\cdot 10^{-12}\Phi\frac{d\Phi}{dt}.$$

Индуктивности обмоток

а) Обмотка якоря. Индуктивность обмотки якоря создается в основном потоком реакции якоря.

Если число проводников якоря обозначить через N, то число последовательно включенных витков обмотки якоря будет:



Фиг. 2-12. К определению индуктивности обмотки якоря.

$$w_a = \frac{N}{2\cdot 2a},$$

где $2a$ — число параллельных цепей обмотки якоря.

Число витков обмотки якоря на полюс будет:

$$w'_a = \frac{N}{8ap}. \qquad (2\text{-}18)$$

Рассмотрим силовую трубку потока реакции, показанную на фиг. 2-12. Она сцеплена с н. с.

$$Iw'_a\frac{x}{\tau/2},$$

где τ — полюсное деление.

Поток этой трубки можно определить, пренебрегая пока расходом н. с. на пути в стали, по формуле

$$d\Phi_a = \mu_0\frac{Iw'_a 4p}{\pi D_a}x\frac{l_a}{\delta k_\delta}dx, \qquad (2\text{-}19)$$

где δ — зазор, *см*;

$\mu_0 = 1{,}25$;

k_δ — коэффициет воздушного зазора;

l_a — длина стального пакета якоря, *см*;

D_a — диаметр якоря, *см*.

Найдем число проводников, сцепленных с найденным элементарным потоком. Это число проводников будет, очевидно (фиг. 2-12),

$$\frac{2xN}{\pi D_a}.$$

Число потокосцеплений трубки будет тогда

$$\mu_0 \frac{Iw'_a}{k_\delta \delta} l_a \frac{8pN}{(\pi D_a)^2} x^2 dx,$$

а э. д. с. части обмотки якоря, расположенной под одним полюсом:

$$e = \mu_0 \frac{Iw'_a}{k_\delta \cdot \delta} l_a \frac{8pN}{(\pi D_a)^2} 10^{-8} \int\limits_{x=0}^{x=\alpha\frac{\pi D_a}{4p}} x^2 dx =$$

$$= \mu_0 \frac{Iw'_a}{k_\delta \delta} l_a \frac{8pN}{(\pi D_a)^2} 10^{-8} \frac{\alpha^3 (\pi D_a)^3}{3 \cdot 64 \cdot p^3}.$$

Умножая полученную величину на число полюсов $2p$, деля на число параллельных ветвей $2a$ и производя соответствующие преобразования, найдем индуктированную э. д. с. в обмотке якоря от его потока:

$$E_{La} = \left(\mu_0 \frac{\pi}{3} 10^{-8} \frac{w'^2_a \alpha^3 l_a D_a}{k_\delta \cdot \delta}\right) I. \quad (2\text{-}20)$$

Эта э. д. с. наводится в обмотке якоря при исчезновении или возникновении всего потока реакции якоря.

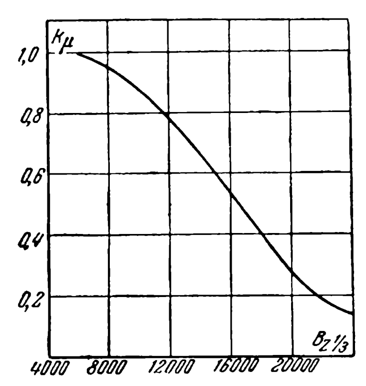
Для учета насыщения стальных частей пути потока реакции якоря введем коэффициент насыщения k_μ. Как показывают эксперименты, этот коэффициент зависит только от насыщения зубцов якоря главным магнитным потоком. Значения его даны на фиг. 2-13.

Тогда индуктивность обмотки якоря будет равна:

$$L_a = 1{,}33 \cdot 10^{-8} \frac{w'^2_a \alpha^3 l_a D_a}{k_\delta \delta} k_\mu \, [гн], \quad (2\text{-}21)$$

где α — перекрытие полюса.

б) Обмотка добавочных полюсов. Индуктивность обмотки добавочных полюсов определяется полным потоком, с ней сцепленным. Поскольку бóльшая часть потока рассеяния проходит, как известно, через наконечник добавочного полюса и магнитная цепь добавочного полюса



Фиг. 2-13. Коэффициент насыщения.

является ненасыщенной, индуктивность обмотки добавочных полюсов будет:

$$L_\partial = \frac{2p \cdot \sigma_\partial \Phi_\partial w_\partial}{I} 10^{-8} \, [гн], \quad (2\text{-}22)$$

где Φ_∂ — полезный поток добавочного полюса, *мкс*;

w_∂ — число витков катушки добавочного полюса (все катушки принимаются соединенными последовательно);

σ_∂ — коэффициент рассеяния добавочного полюса.

в) Обмотка главных полюсов. Наиболее целесообразным бывает непосредственное определение э. д. с. самоиндукции в обмотке возбуждения согласно формуле

$$E_L = 2p\sigma w_в \frac{d\Phi}{dt} 10^{-8}, \quad (2\text{-}23)$$

где σ — коэффициент рассеяния главного полюса;

$w_в$ — число витков катушки возбуждения главного полюса (все катушки принимаются соединенными последовательно).

Так как, с другой стороны,

$$E_L = L_в \frac{dI_\mu}{dt},$$

где I_μ — ток намагничивания, то отсюда можно получить:

$$L_в = 2p\sigma w_в \frac{d\Phi}{dI_\mu} 10^{-8} \, гн. \qquad (2\text{-}23')$$

В этих формулах приходится вводить дифференциальную форму ввиду того, что в реальных машинах цепь главных полюсов всегда бывает насыщена в большей или меньшей степени.

Уравнения переходных режимов при двигательном режиме

При всякого рода переходных режимах в тяговых двигателях можно считать, что скорость вращения машины во время процесса сохраняется постоянной. Это обусловлено тем обстоятельством, что переходные процессы во времени занимают обычно доли секунды, редко больше, а двигатель сцеплен с большими инерционными массами и за это время скорость экипажа не может сколько-либо существенно измениться.

Поскольку любой переходный процесс в двигателе связан с изменением потока, в магнитопроводе его возбуждаются вихревые токи, влияющие в свою очередь на поток. В общем виде н. с. в каждый момент времени будет равна:

$$F_\mu = F_в - i_{вихр},$$

где $F_в$ — н. с. катушки возбуждения главного полюса;

$i_{вихр}$ — н. с. вихревого тока (поскольку он имеет один виток).

На н. с. F_μ накладывается также размагничивающее действие реакции якоря. Этот эффект учитывается тем, что при определении намагничивающего тока и н. с. пользуются нагрузочными магнитными характеристиками двигателя, вычисленными с учетом этого размагничивающего эффекта.

В дальнейшем рассматриваются основные переходные процессы в тяговых двигателях и указываются методы, при помощи которых могут быть решены дифференциальные уравнения этих режимов.

а) Восстановление напряжения на вращающемся двигателе с последовательным возбуждением. Случай этот имеет наибольшее практическое значение, так как большинство тяговых двигателей выполняется с последовательным возбуждением, а внезапное снятие и последующее восстановление напряжения часто имеет место по ряду причин, о которых было сказано выше. При снятии напряжения поток в машине уже через 0,1 сек. почти полностью исчезает.

В каждый момент времени после восстановления напряжения для цепи двигателя должно быть действительно уравнение

$$Ir + c\Phi + 2p\sigma w_c \frac{d\Phi}{dt} 10^{-8} + L\frac{dI}{dt} = U; \qquad (2\text{-}24)$$

или

$$Ir + c\Phi + E_L + L\frac{dI}{dt} = U, \qquad (2\text{-}24')$$

где I — ток, *а*;

U — приложенное напряжение, *в*;

r — сопротивление цепи двигателя, *ом*;

w_c — число витков катушки последовательной обмотки главных полюсов;

σ — коэффициент рассеяния главного полюса;

$L = L_a + L_д$;

$c = \frac{Np}{60a} 10^{-8}$.

С другой стороны,

$$F_\mu = Iw_c - i_{вихр}$$

или

$$I_\mu = I - \frac{i_{вихр}}{w_c}. \qquad (2\text{-}25)$$

Подчеркиваем, что здесь и в дальнейшем под F_μ и I_μ понимаются н. с. и ток намагничивания с учетом размагничивания машины реакцией якоря, т. е. определять F_μ или I_μ надо по нагрузочным характеристикам.

Наконец, по (2-16)

$$i_{вихр} = \gamma\Phi\frac{d\Phi}{dt}.$$

Эти три уравнения (2-24), (2-25) и (2-16) полностью описывают переходный процесс.

Основное затруднение, возникающее при решении этих уравнений, связано с наличием в (2-24) члена $L\frac{dI}{dt}$, представляющего индуктивное падение напряжения в обмотках якоря и добавочных полюсов. Но как главный поток, так и потоки реакции якоря и добавочных полюсов создаются в последовательном двигателе одним и тем же током.

Следовательно, можно ожидать, что величины индуктивного падения напряжения в обмотке главных полюсов E_L и $L\frac{dI}{dt}$ будут пропорциональны друг другу.

Действительно, с достаточной для практических целей точностью отношение

$$k_A = \frac{L}{L_в} = \frac{L\frac{dI}{dt}}{E_L} \approx 0{,}35 \qquad (2\text{-}26)$$

и (2-24) может быть написано в виде:

$$Ir + c\Phi + 2p\sigma w_c(1 + k_A)\frac{d\Phi}{dt}10^{-8} = U. \qquad (2\text{-}24'')$$

Полученное уравнение легко поддается решению. Для этого заменим ток I его значением из (2-25):

$$I = I_\mu + \frac{i_{вихр}}{w_c} \qquad (2\text{-}27)$$

или

$$I = I_\mu + \frac{\gamma}{w_c}\Phi\frac{d\Phi}{dt},$$

где γ определяется по (2-17).

Вставляя это значение в (2-24''), найдем:

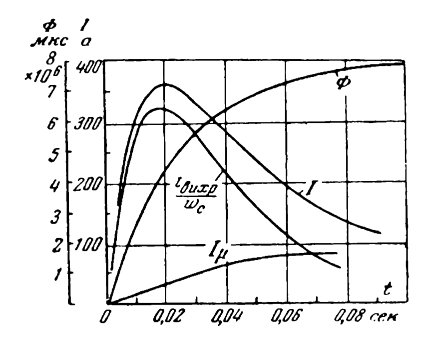
$$I_\mu r + \frac{\gamma r}{w_c}\Phi\frac{d\Phi}{dt} +$$

$$+ 2p\sigma w_c(1 + k_A)10^{-8}\frac{d\Phi}{dt} = U,$$

откуда

$$\frac{d\Phi}{dt} = \frac{U - I_\mu r}{\frac{\gamma r}{w_c}\Phi + 2p\sigma w_c(1 + k_A)10^{-8}}. \qquad (2\text{-}28)$$

Задаваясь значениями потока Φ, нетрудно найти, имея нагрузочные характеристики двигателя, значения $\frac{d\Phi}{dt}$, а следовательно dt, т. е. определить $\Phi = f(t)$. Зная эту функцию по (2-16), можно найти $i_{вихр}$, а затем по (2-27) и $I = f(t)$. При этом следует предварительно задаться кривой $I = f(t)$ и по величине тока для каждого момента времени находить I_μ с учетом размагничивания машины реакцией якоря. В случае большого



Фиг. 2-14. Восстановление напряжения на вращающемся двигателе.

расхождения надо скорректировать вторичным вычислением кривые $\Phi = f(t)$ и $I = f(t)$. Однако для практических подсчетов, не делая большой ошибки, можно брать I_μ по кривой холостого хода.

На фиг. 2-14 представлены характерные кривые $I = f(t)$, $\Phi = f(t)$ и $\frac{i_{вихр}}{w_c} = f(t)$ для рассмотренного процесса.

В большинстве случаев величина омического падения напряжения в цепи двигателя весьма невелика. Поэтому без большой погрешности можно пренебречь величиной Ir в (2-24''). Тогда уравнение цепи двигателя принимает вид:

$$c\Phi + 2p\sigma w_c(1 + k_A)10^{-8}\frac{d\Phi}{dt} = U, \qquad (2\text{-}29)$$

что дает для потока решение

$$\Phi = \Phi_0\left(1 - e^{-t/T_c}\right), \qquad (2\text{-}30)$$

где постоянная времени

$$T_c = \frac{2p\sigma w_c (1 + k_A)}{c}, \qquad (2\text{-}31)$$

а Φ_0 — установившееся значение потока.

Из (2-30) можно усмотреть, что скорость нарастания потока в двигателе с последовательным возбуждением при восстановлении напряжения не зависит от величины вихревых токов в магнитопроводе двигателя. Она определяется исключительно параметрами обмоток двигателя. Влияние же вихревых токов на процесс проявляется в том, что двигатель, помимо намагничивающего тока, забирает из сети дополнительный ток, компенсирующий размагничивающее действие вихревых токов. Этим объясняется наличие характерного „горба“ на кривой тока (фиг. 2-14). Если бы магнитная цепь двигателя была бы полностью расслоена, т. е. $i_{вихр}=0$, то кривая нарастания тока при включении совпадала бы с кривой $I_\mu = f(t)$.

Для случая ненасыщенной машины, принимая изменение потока по (2-30), можно получить аналитическое выражение для величины тока двигателя.

Действительно, так как

$$I = I_\mu + \frac{\gamma}{w_c} \Phi \frac{d\Phi}{dt}$$

и

$$I_\mu = c'\Phi$$

(причем c' определяется по некоторой средней нагрузочной характеристике), то

$$I = c'\Phi + \frac{\gamma}{w_c} \Phi \frac{d\Phi}{dt}$$

или

$$I = \Phi_0 (1 - e^{-t/T_c}) \left(c' + \frac{\gamma}{w_c} \frac{d\Phi}{dt} \right).$$

Далее:

$$\frac{d\Phi}{dt} = \frac{d[\Phi_0(1 - e^{-t/T_c})]}{dt} = \frac{\Phi_0}{T_c} e^{-t/T_c},$$

т. е.

$$I = \Phi_0 (1 - e^{-t/T_c}) \left(c' + \frac{\gamma}{w_c} \frac{\Phi_0}{T_c} e^{-t/T_c} \right)$$

или после преобразований

$$I = c'\Phi_0 + \left(\frac{\gamma}{w_c} \frac{\Phi_0^2}{T_c} - \Phi_0 c' \right) e^{-t/T_c} - \frac{\gamma}{w_c} \frac{\Phi_0^2}{T_c} e^{-t/\frac{T_c}{2}}. \qquad (2\text{-}32)$$

Первый член этого уравнения дает установившееся значение тока, второй член — компоненту спадающей волны (после прохождения максимума) и третий — компоненту нарастающей волны тока при включении.

Последняя компонента имеет, как видно из формулы, в 2 раза меньшую постоянную времени, чем второй член. Это обстоятельство математически объясняет более крутой горб кривой тока при нарастании его сравнительно со спаданием.

Пример 2-2. **Расчет переходного процесса восстановления напряжения**

Двигатель типа ДПЭ-340.

$U = 1\,500$ *в*, $I = 100$ *а*, $n = 770$ об/мин,

$\Phi_0 = 8{,}4 \cdot 10^6$ *мкс.*

$$c = \frac{682 \cdot 770 \cdot 2}{60 \cdot 1} 10^{-8} = 1{,}9 \cdot 10^{-4};$$

$$T_c = \frac{4 \cdot 1{,}16^2 \cdot 67 \cdot 1{,}35}{1{,}9 \cdot 10^{-4}} = 0{,}025 \text{ сек.}$$

Расчет изменения потока и тока сведен в табл. 2-1 (значение коэффициента γ см. пример 2-1).

Полученные результаты изображены на фиг. 2-14.

б) Восстановление напряжения на двигателе с последовательным возбуждением, работающем с ослаблением поля индуктивным шунтом. Схема для этого случая показана на фиг. 2-5, *а*, а уравнение процесса получает следующий вид:

$$U = Ir' + c\Phi + 2p\sigma w_c (1 + k'_A) \frac{d\Phi}{dt} 10^{-8}, \qquad (2\text{-}33)$$

где r' — сопротивление цепи двигателя, соответствующее схеме фиг. 2-5, *а*.

Коэффициент k' определяется как среднее значение:

$$k'_A = \frac{L}{L_в}$$

для ожидаемых значений магнитного потока Φ при токе I; приближенно он может быть взят порядка 0,8, поскольку индуктивность цепи возбуждения уменьшается. Для решения

Таблица 2-1

t, сек.	$\frac{t}{T_c}$	$1-e^{-\frac{t}{T_c}}$	Φ, мкс	$d\Phi$, мкс	Φ_{cp}, мкс	$\frac{d\Phi}{dt}$, мкс/сек	$i_{вихр}$, а	$\frac{i_{вихр}}{w_c}$, а	I_μ, а	I, а
0,005	0,2	0,18	$1{,}45\cdot10^6$	$1{,}45\cdot10^6$	$0{,}72\cdot10^6$	$290\cdot10^6$	7 200	105	5	110
0,01	0,4	0,33	2,65	1,2	2,05	240	16 500	240	15	255
0,02	0,8	0,55	4,45	1,8	3,55	180	22 000	320	30	350
0,03	1,2	0,70	5,65	1,2	5,05	120	21 000	310	45	355
0,05	2,0	0,86	7,0	1,35	6,38	68	15 000	220	70	290
0,10	4,0	0,98	7,9	0,9	7,45	18	4 500	65	85	150

уравнения (2-33) целесообразно пренебречь членом Ir, что существенно упрощает выкладки, не внося, как выше было указано, большой погрешности. Тогда

$$\Phi = \Phi_0\left(1 - e^{-t/T_c}\right).$$

Далее

$$I_\mu = I_c - \frac{i_{вихр}}{w_c},$$

где I_c — ток в последовательной обмотке.

Подставляя значение $i_{вихр}$, найдем:

$$I_c = I_\mu + \frac{\gamma}{w_c}\Phi\frac{d\Phi}{dt}.$$

Таким образом, определяется зависимость $I_c = f(t)$, т. е. величина тока в обмотке возбуждения двигателя. Для нахождения зависимости результирующего тока в якоре от времени напишем уравнение для цепи: катушки возбуждения — шунт

$$I = I_c + I_{и.ш}; \qquad (2\text{-}34)$$

$$2p\sigma w_c\cdot10^{-8}\frac{d\Phi}{dt} + r_cI_c - I_{и.ш}r_{и.ш} - w_{и.ш}\frac{d\Phi_{и.ш}}{dt}10^{-8} = 0, \qquad (2\text{-}35)$$

где $r_{и.ш}$ — активное сопротивление индуктивного шунта, *ом*;

$I_{и.ш}$ — ток в нем, *а*;

$w_{и.ш}$ — число витков катушки шунта;

$\Phi_{и.ш}$ — поток шунта, *мкс*, или

$$2p\sigma w_c\cdot10^{-8}\frac{d\Phi}{dt} + r_cI_c - r_{и.ш}I_{и.ш} - L_{и.ш}\frac{dI_{и.ш}}{dt} = 0, \qquad (2\text{-}35')$$

где индуктивность шунта

$$L_{и.ш} = \frac{d\Phi_{и.ш}}{dI_{и.ш}}w_{и.ш}\cdot10^{-8}гн. \qquad (2\text{-}36)$$

Если известны геометрические размеры шунта, возможно найти магнитную характеристику шунта, т. е. зависимость $\Phi_{и.ш} = f(I_{и.ш})$ и затем $L_{и.ш} = f(I_{и.ш})$.

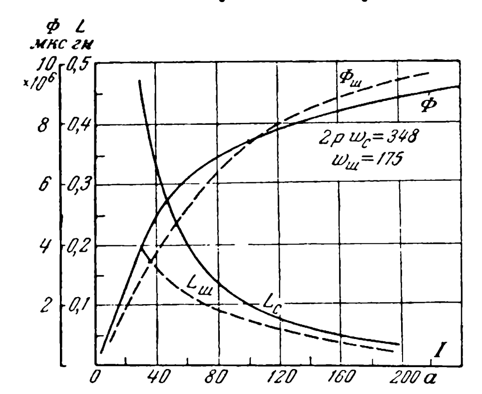
На фиг. 2-15 представлены зависимости потоков двигателя типа ДК-103 и шунта, а также их индуктивностей в зависимости от тока нагрузки.

Из (2-35) получим:

$$dI_{и.ш} = \frac{2p\sigma w_c\cdot10^{-8}\frac{d\Phi}{dt} + r_cI_c - I_{и.ш}r_{и.ш}}{L_{и.ш}}dt.$$

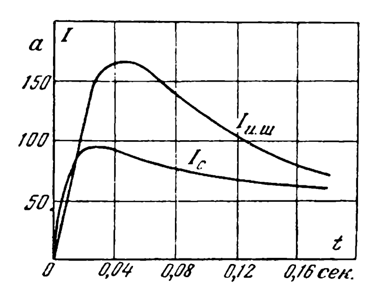
Поскольку зависимости $\Phi = f(t)$ и $I_c = f(t)$ уже найдены, можно, произведя численное интегрирование этого уравнения, найти $I_{и.ш} = f(t)$ и по (2-34) функцию $I = f(t)$.

На фиг. 2-16 представлены кривые тока при восстановлении напряжения для двигателя типа ДК-103. Из этих кривых видно, что бросок тока в шунт получается значительно больше, чем в последовательную обмотку двигателя.



Фиг. 2-15. Индуктивности шунта и обмотки возбуждения двигателя типа ДК-103.

ля. Это обусловлено тем обстоятельством, что, как это видно из фиг. 2-15, индуктивность шунта получилась меньше, чем у последовательной обмотки двигателя, особенно в зоне малых токов. Это положение имеет место у большинства машин, снабженных индуктивными шунтами, и вызывается стремлением уменьшить вес и габариты шунта. Идеально было бы иметь шунт



Фиг. 2-16. Восстановление напряжения при индуктивном шунте.

той же индуктивности, что и последовательная обмотка двигателя, но для этого необходимо либо сильно увеличивать сердечник шунта по размерам, чтобы увеличить его поток, либо увеличивать число витков его с одновременным увеличением сечения меди, чтобы сохранить нужную степень шунтировки. Оба эти мероприятия приводят к сильному возрастанию габаритов и поэтому целесообразным оказывается исполнять шунт с несколько меньшей индуктивностью, чем у обмотки двигателя, порядка

$$\frac{L_{и.ш}}{L_в} = 0{,}5 - 0{,}75$$

(в пределах от 50 до 100% номинального тока).

Уравнения переходных режимов при генераторном режиме

Рассмотрим сначала случай самовозбуждения электродвигателя с последовательным возбуждением. Процесс этого рода встречается при переходе на тормозной режим. При этом машина замыкается на реостат с сопротивлением R и работает в качестве генератора. Как показывают опыты, процесс самовозбуждения в этом случае протекает довольно медленно и растягивается на несколько секунд.

Основное дифференциальное уравнение цепи машины имеет вид:

$$c\Phi = I(r+R) + 2p\sigma w_c(1+k_A)\,10^{-8}\frac{d\Phi}{dt}. \qquad (2\text{-}37)$$

Как и ранее,

$$I_\mu = I - \frac{i_{вихр}}{w_c}.$$

Подставляя значение для $i_{вихр}$ и вставляя в (2-37), найдем:

$$c\Phi = I_\mu(r+R) + \frac{\gamma(r+R)}{w_c}\Phi\frac{d\Phi}{dt} + 2p\sigma w_c(1+k_A)\,10^{-8}\frac{d\Phi}{dt}$$

или

$$\frac{d\Phi}{dt} = \frac{c\Phi - I_\mu(r+R)}{\frac{\gamma(r+R)}{w_c}\Phi + 2p\sigma w_c(1+k_A)\,10^{-8}}. \qquad (2\text{-}38)$$

Таким образом, может быть найдена функция $\Phi = f(t)$, а потом $I = f(t)$. На фиг. 2-17 показан процесс самовозбуждения двигателя типа ДК-102, работающего генератором.

Обратимся, далее, к самовозбуждению машины с параллельным возбуждением (шунтовой).

Для этого случая можно написать:

$$c\Phi = I_ш r_ш + 2p\sigma w_ш\cdot 10^{-8}\frac{d\Phi}{dt} \qquad (2\text{-}39)$$

или, заменяя

$$I_ш = I_\mu + \frac{\gamma}{w_ш}\Phi\frac{d\Phi}{dt},$$

найдем:

$$c\Phi = I_\mu r_ш + \frac{r_ш \gamma}{w_ш} \Phi \frac{d\Phi}{dt} + 2p_\sigma w_ш \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi}{dt},$$

откуда

$$\frac{d\Phi}{dt} = \frac{c\Phi - r_ш I_\mu}{\frac{r_ш \gamma}{w_ш} \Phi + 2p\sigma w_ш \cdot 10^{-8}}. \quad (2\text{-}40)$$

Тем самым определяется кривая $\Phi = f(t)$.

Далее рассмотрим вопрос об изменении напряжения генератора независимого возбуждения при увеличении напряжения на обмотке возбуждения его.

Такого рода случай встречается в схемах автоматического управления трамвайными вагонами, где перед включением на торможение электродвигатель подмагничивается заранее от батареи или другого независимого источника питания.

Если напряжение на обмотке возбуждения изменилось с U_1 на U_2, то

$$\Delta U = r\Delta' i + 2p\sigma w \frac{d(\Delta'\Phi)}{dt} 10^{-8}, \quad (2\text{-}41)$$

где $\Delta U = U_2 - U_1$;

$\Delta' i$ и $\Delta'\Phi$ — текущие значения приращений тока возбужения и потока двигателя над первоначальными значениями i_1 и Φ_1 (конечные приращения будут: $\Delta i = i_2 - i_1$ и $\Delta\Phi = \Phi_2 - \Phi_1$). После соответствующих преобразований, учитывая, что

$$i_{вихр} = \gamma (\Delta'\Phi) \frac{d(\Delta'\Phi)}{dt},$$

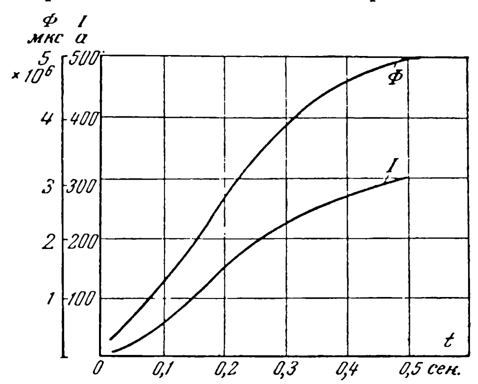
найдем:

$$\frac{d(\Delta'\Phi)}{dt} = \frac{\Delta U - (\Delta' I_\mu) r}{\gamma \frac{r}{w} (\Delta'\Phi) + 2p\sigma w \cdot 10^{-8}}, \quad (2\text{-}42)$$

что определяет кривую $(\Delta'\Phi) = f(t)$, т. е. $\Phi = f(t)$, а следовательно, и изменение напряжения на якоре машины.

Следует указать в заключение, что приведенные выше методы расчетов переходных процессов в тяговых двигателях носят общий, принципиальный характер.

Для количественно точных расчетов конкретных машин часто приходится



Фиг. 2-17. Процесс самовозбуждения.

вводить в формулы эмпирические поправочные коэффициенты, но физическая сторона явлений описывается приведенными уравнениями достаточно ясно.

2-3. СТАЦИОНАРНАЯ КОММУТАЦИЯ

В этом параграфе рассматриваются вопросы, связанные с коммутацией тяговых электрических машин при установившемся режиме работы.

Реактивная э. д. с.

Поток рассеяния паза может быть выражен формулой

$$\Phi_s = F_u \lambda l_a, \quad (2\text{-}43)$$

где F_u — объем тока в пазу, *а*;

l_a — длина стального пакета, *см*;

λ — проводимость пути потока рассеяния Φ_s с учетом лобовых частей (на единицу длины стального пакета).

Иначе

$$\Phi_s = (i_a 2u_к w)\lambda l_a, \quad (2\text{-}43')$$

где i_a — ток в параллельной цепи обмотки, *а*;

$u_к$ — число коллекторных пластин на паз;

w — число витков в секции.

За время коммутации этот поток изменяется с $+\Phi_s$ до $-\Phi_s$, т. е. на

$\Delta\Phi_s = 2\Phi_s$. Поскольку якорная катушка расположена в двух пазах, общее изменение потока рассеяния будет, очевидно, $4\Phi_s$.

Тогда реактивная э. д. с.

$$e_R = \frac{d\Phi}{dt} w \cdot 10^{-8},$$

причем $d\Phi = 2\Delta\Phi_s = 4\Phi_s$, а $dt = T_к$ — периоду коммутации объема тока в пазу. Но

$$T_к = \frac{b_к}{v_к},$$

где $b_к$ — коммутационная зона паза, отнесенная к окружности коллектора, *см*;

$v_к$ — окружная скорость коллектора, *см/сек*.

Величина

$$b_к = \beta_к (u_к - 1 + \gamma + \varepsilon_к), \quad (2\text{-}44)$$

где $\beta_к$ — коллекторное деление, *см*;

γ — число перекрытых щеткой пластин;

$\varepsilon_к$ — укорочение обмотки в коллекторных делениях:

$$\varepsilon_к = \left(\frac{Z}{2p} - y_z\right) u_к;$$

Z — число пазов;

y_z — шаг по пазам.

Тогда

$$e_R = \frac{8 \cdot i_a u_к \cdot w^2 \lambda l_a v_к}{\beta_к (u_к - 1 + \gamma + \varepsilon_к)} 10^{-8}. \quad (2\text{-}45)$$

Проводимость пути потока рассеяния λ определяется следующим образом.

Для части паза над медью (фиг. 2-18)

$$\lambda_{п1} = \mu_0 k_б \frac{h_1}{b_z}, \quad (2\text{-}46)$$

где μ_0 — магнитная проницаемость воздуха $\mu_0 = 0{,}4\pi = 1{,}25$;

$k_б$ — коэффициент увеличения проводимости от наличия магнитных бандажей на стальном пакете якоря.

Если применяется немагнитный бандаж или клин, то $k_б = 1$. Для магнитных бандажей величина $k_б$ находится из следующих соображений.

Напряженность магнитного поля рассеяния паза у зазора

$$H = \frac{2u_к w i_a}{b_z}.$$

По величине H по кривой намагничивания стали (приложение 1) находим индукцию в бандаже $B_б$. Обычно $B_б \approx 21\,000$ *гс*.

Индукция в верхней части паза

$$B_1 = H\mu_0.$$

Обозначив сечение бандажа через $S_б$, а полное сечение над медью S_1, найдем:

$$k_б = \frac{(S_1 - S_б) B_1 + S_б B_б}{S_1 B_1}$$

или, заменяя

$$S_1 = h_1 l_a;$$

$$S_б = 0{,}78 d_б^2 m_б,$$

где $d_б$ — диаметр бандажной проволоки, *см*;

$m_б$ — число витков бандажа на стальном пакете, найдем:

$$k_б = 1 + 0{,}78 \frac{d_б^2 \cdot m_б}{l_a h_1} \left(\frac{B_б - B_1}{B_1}\right). \quad (2\text{-}47)$$

Обычно $k_б \approx 2$.

Для части паза, занятой медью:

$$\lambda_{п2} = \mu_0 k_i \frac{h_2}{3b_z}. \quad (2\text{-}48)$$

Коэффициент k_i учитывает некоторое уменьшение потока рассеяния вследствие эффекта вытеснения тока в верхнюю часть проводников в процессе коммутации. Для проводников выше 10 *мм* он может быть взят порядка 0,85, для проводников, имеющих меньшую высоту, — около 0,92. При $h_{пр} < 5$ *мм*, $k_i \approx 1{,}0$.

Для проводимости рассеяния по коронкам зубцов в машине с добавочными полюсами имеем из фиг. 2-18

$$\lambda_к = \mu_0 \frac{b_д - b_z}{4k_\delta \delta_д}, \quad (2\text{-}49)$$

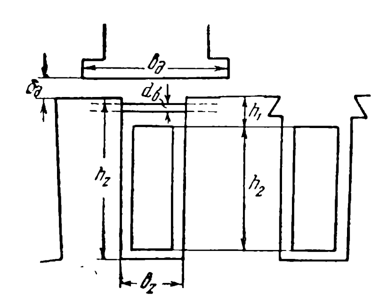
где k_δ — коэффициент воздушного зазора.

Для машин без добавочных полюсов, как известно,

$$\lambda_к = \mu_0 \frac{1}{\pi} 2{,}3 \lg \frac{0{,}35\tau}{b_z} \approx 0{,}8, \quad (2\text{-}49')$$

где τ — полюсное деление.

Что касается проводимости потока рассеяния по лобовым частям, то она может быть определена следующим образом [Л. 21].



Фиг. 2-18. К расчету реактивной э. д. с.

При немагнитных бандажах

$$\lambda_л = 0{,}37\mu_0 \frac{l_л}{l_a} \lg \left(1 + \frac{\pi\tau}{4h_z}\right) \quad (2\text{-}50)$$

и при магнитных

$$\lambda_л = 0{,}062\mu_0 \frac{l_л}{l_a} \frac{\tau}{h_z}.$$

Так как обычно

$$l_л = 1{,}3\tau,$$

то при магнитных бандажах

$$\lambda_л = 0{,}08\mu_0 \frac{\tau^2}{l_a h_z}, \quad (2\text{-}51)$$

$l_л$ — длина передней и задней лобовой части проводника якоря.

Отметим здесь, что обычные магнитные бандажи увеличивают поток рассеяния в среднем вдвое, причем этот эффект, как видно из (2-51), возрастает с уменьшением высоты паза.

Суммарная проводимость потока рассеяния паза получается, таким образом, как

$$\lambda = \lambda_{п1} + \lambda_{п2} + \lambda_к + \lambda_л. \quad (2\text{-}52)$$

Электродвижущая сила в короткозамкнутой секции от потока реакции якоря

В машинах без добавочных полюсов в короткозамкнутой секции индуктируется, кроме реактивной, еще э. д. с. от потока реакции якоря. Она может быть определена как

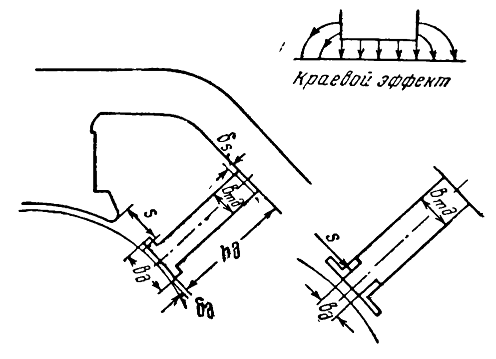
$$e_a = 2{,}5 \frac{A l_a v_a w}{1 - \alpha} 10^{-8}, \quad (2\text{-}53)$$

где A — линейная нагрузка якоря, *а/см*;
v_a — окружная скорость якоря, *см/сек*;
α — коэффициент полюсного перекрытия.

В машинах с добавочными полюсами этой э. д. с. не существует, поскольку н. с. катушки добавочного полюса всегда превосходит н. с. якоря.

Определение н. с. катушки добавочного полюса

Ширина наконечника добавочного полюса $b_д$ (фиг. 2-19) должна быть выбрана такой, чтобы зона коммутации



Фиг. 2-19. К расчету н. с. добавочных полюсов.

паза $b_к$ (2-44), отнесенная к окружности якоря, лежала в пределах поля добавочного полюса. С учетом так называемого краевого эффекта (фиг. 2-19) получим:

$$b_д + 3\delta_д \approx b_к \frac{D_a}{D_к},$$

т. е.

$$b_д = b_к \frac{D_a}{D_к} - 3\delta_д. \quad (2\text{-}54)$$

Практически часто принимают для ширины наконечника несколько меньшее значение, в пределах

$$b_д=(1{,}2-1{,}5)\,t_1, \qquad (2\text{-}54')$$

где t_1 — зубцовый шаг по окружности якоря.

Требующаяся для компенсации реактивной э. д. с. индукция в зазоре под добавочным полюсом равна, как известно,

$$B_д=\frac{e_R\cdot 10^8}{2wl_a v_a}\,[гс], \qquad (2\text{-}55)$$

причем предполагается, что длина наконечника добавочного полюса всегда берется не меньше, чем длина стального пакета.

Намагничивающая сила катушки добавочного полюса, требующаяся для создания этой индукции в зазоре, равна в общем случае

$$F_д=F_{р.я}+F_{\delta д}+\frac{1}{\mu_0}B_{mд}\delta_s\frac{b_{mд}}{b_{mд}+3\delta_s}, \qquad (2\text{-}56)$$

где
$$F_{р.я}=\frac{A\tau}{2}; \qquad (2\text{-}57)$$

$F_{р.я}$ — н. с. реакции якоря на полюс, *а*;

$F_{\delta д}$ — магнитное напряжение воздушного зазора:

$$F_{\delta д}=\frac{1}{\mu_0}B_д k_{\delta д}\delta_д; \qquad (2\text{-}58)$$

$\delta_д$ — зазор под добавочным полюсом (обычно $\delta_д\geqslant\delta$), *см*;

$k_{\delta д}$ — коэффициент воздушного зазора для добавочного полюса;

$B_{mд}$ — индукция в сердечнике добавочного полюса у станины, *гс*;

δ_s — так называемый второй зазор у станины (немагнитная прокладка), *см*;

$b_{mд}$ — ширина сердечника добавочного полюса, *см*.

Заметим, что второй зазор в магнитной цепи добавочного полюса целесообразно делать, как это будет показано ниже, только для машин с тяжелыми условиями коммутации, питаемых от контактной сети.

Индукция в сердечнике добавочного полюса

$$B_{mд}=\frac{\Phi_д+\Phi_s}{b_{mд}l_{mд}}, \qquad (2\text{-}59)$$

где $\Phi_д$ — полезный поток добавочного полюса (в зазоре), *мкс*;

Φ_s — поток рассеяния добавочного полюса, *мкс*;

$l_{mд}$ — длина сердечника добавочного полюса, *см*;

$$\Phi_д=B_д l_a(b_д+3\delta_д); \qquad (2\text{-}60)$$

$$\Phi_s\approx(F_{р.я}+F_{\delta д})\,\lambda_{sд}\frac{l_a+l_{mд}}{2l_a}l_a, \qquad (2\text{-}61)$$

причем проводимость пути потока рассеяния может быть взята равной:

$$\lambda_{sд}=\mu_0\frac{0{,}8h_д}{s}, \qquad (2\text{-}62)$$

где $h_д$ — высота сердечника добавочного полюса, *см*;

s — расстояние между наконечниками главного и добавочных полюсов (фиг. 2-19).

Коэффициент рассеяния добавочного полюса

$$\sigma_д=1+\frac{\Phi_s}{\Phi_д}=$$
$$=1+\frac{(F_{р.я}+F_{\delta д})}{B_д(b_д+3\delta_д)}\lambda_{sд}\frac{l_a+l_{mд}}{2l_a}. \qquad (2\text{-}63)$$

Индукция в сердечнике добавочного полюса может быть выражена так же, как

$$B_{mд}=B_д\sigma_д\frac{b_д+3\delta_д}{b_{mд}}\frac{l_a}{l_{mд}}. \qquad (2\text{-}59')$$

Для номинального тока не следует брать $B_{mд}$ больше 8 000—10 000 *гс*. Крепление добавочных полюсов к станине осуществляется, как правило, стальными магнитными болтами и в случае постановки между станиной и полюсом немагнитной прокладки. Это вполне допустимо, потому что эффективная площадь сечения болтов обычно составляет около 5% площади сечения сердечника полюса, что приводит уже при малых токах к насыщению болтов до предела ($B_б\approx 25\,000$ *гс*), добавляя тем самым небольшой постоянный поток к полному потоку добавочного полюса.

Поток сквозь болты с достаточной точностью может быть принят равным:

$$\Phi_б \approx 0{,}5 m_б \frac{\pi}{4} d_б^2 B_б\,[мкс], \qquad (2\text{-}64)$$

где $m_б$ — число болтов, крепящих добавочный полюс;

$d_б$ — диаметр болта, *см*;

0,5 — поправочный эмпирический коэффициент.

Проводимость второго зазора (на единицу длины полюса), считая, что болты занимают 5% сечения сердечника, равна:

$$\lambda_s \approx \mu_0 \frac{b_{mд} + 3\delta_s}{\delta_s} 0{,}95. \qquad (2\text{-}65)$$

Проводимость болтов

$$\lambda_б = \frac{\Phi_б}{l_{mд} F_{\delta s}},$$

где $F_{\delta s}$ — н. с., требующаяся для проведения потока сквозь второй зазор.

Суммарная проводимость

$$\Sigma\lambda = \lambda_s + \lambda_б.$$

Таким образом,

$$F_{\delta s} = \frac{\Phi_д + \Phi_s}{\Sigma\lambda l_{mд}}$$

или

$$F_{\delta s} = \frac{B_{mд} b_{mд} l_{mд}}{\frac{\Phi_б}{l_{mд} F_{\delta s}} + \mu_0 \frac{b_{mд} + 3\delta_s}{\delta_s} 0{,}95}.$$

Решение этого уравнения относительно $F_{\delta s}$ дает:

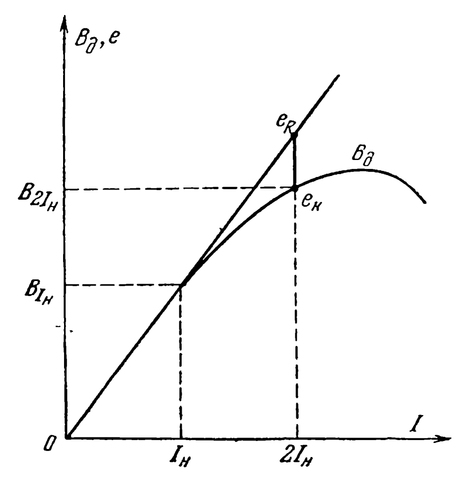
$$F_{\delta s} = \frac{1}{\mu_0} B_{mд} \delta_s \frac{b_{mд}}{b_{mд} + 3\delta_s} 1{,}05 - \frac{\Phi_б}{l_{mд} \lambda_s}. \qquad (2\text{-}66)$$

Следовательно, требующаяся н. с. добавочного полюса в случае наличия второго зазора и магнитных болтов равна:

$$F_д = F_{р.я} + F_{\delta д} + \frac{1{,}05}{\mu_0} B_{mд} \delta_s \frac{b_{mд}}{b_{mд} + 3\delta_s} - \frac{m_б d_б^2 \cdot 10^4}{l_{mд} \lambda_s}. \qquad (2\text{-}67)$$

Магнитная характеристика добавочного полюса

Расчет этой характеристики может быть выполнен лишь методом последовательных приближений. Сначала наносится ожидаемая характеристика $B_д = f(I)$, показанная на фиг. 2-20, причем за основу принимается точка,



Фиг. 2-20. Магнитная характеристика добавочного полюса.

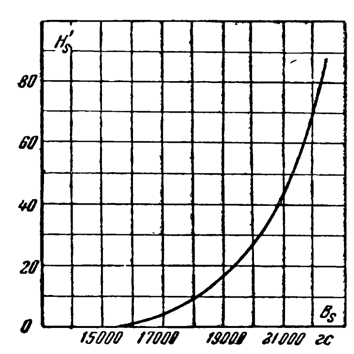
соответствующая расчетному значению $B_д$ для номинального тока $I_н$ (2-55). Эта точка, как правило, лежит на прямолинейной части магнитной характеристики добавочного полюса, поскольку для обеспечения достаточной перегрузочной способности насыщение в сердечнике добавочного полюса при номинальном токе не принимают выше 8 000 — 10 000 *гс*.

Далее, для каждой точки кривой определяют магнитное напряжение зазора у якоря $F_{\delta д}$ по формуле (2-58), магнитное напряжение второго зазора $F_{\delta s}$ — по формуле (2-66), а также магнитное напряжение сердечника добавочного полюса $F_{mд}$, определив для этого $B_{mд}$ по формуле (2-59') и найдя соответствующую напряженность магнитного поля $H_{mд}$ по кривым приложения 1:

$$F_{mд} = H_{mд} h_д. \qquad (2\text{-}68)$$

Кроме того, следует учесть дополнительное магнитное напряжение, нужное для прохождения потока добавочного полюса через станину. Поскольку

в станине потоки главных и добавочных полюсов либо складываются, либо вычитаются (в разных квадрантах), возникает добавочный расход н. с. при насыщениях в станине больше 15 000 *гс*. Однако применять для определения этого добавочного магнитного напряжения классические методы [Л. 4], как показали соответствующие эксперименты, нельзя.



Фиг. 2-21. К расчету магнитной характеристики добавочного полюса.

Определять это добавочное магнитное напряжение следует по кривой фиг. 2-21 в зависимости от величины индукции в станине B_s от главного поля:

$$F_s' = H_s' \cdot L_s, \qquad (2\text{-}69)$$

где L_s — длина пути магнитного потока по станине (на полюс).

Таким образом, ток намагничивания добавочного полюса будет равен:

$$I_{\mu д} = \frac{F_{\delta д} + F_{\delta s} + F_{mд} + F_s'}{w_д - w_a'}, \qquad (2\text{-}70)$$

где $w_д$ — число витков катушки добавочного полюса;

w_a' — число витков обмотки якоря на полюс;

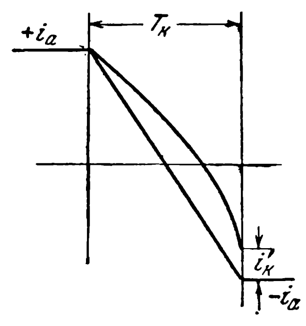
$$w_a' = \frac{N}{8ap}.$$

Если величина $I_{\mu д}$ получилась больше первоначально заданного значения тока I, следует уменьшить принятую величину $B_д$ и повторить расчет. Если $I_{\mu д}$ получился меньше I, индукцию $B_д$ следует увеличить и т. д.

Таким образом, может быть построена вся кривая намагничивания добавочного полюса.

Расчет качества коммутации

Современные, высокоиспользованные электрические тяговые машины иногда чрезвычайно напряжены в коммутационном отношении, а условия работы их (динамические усилия, вибрация, загрязнение и т. п.) усугубляют проблему коммутационной устойчивости этих машин. При конструировании тяговой машины необходимо заранее иметь возможность оценить ее коммутационные свойства, определяющие часто ее работоспособность.



Фиг. 2-22. Изменение тока в короткозамкнутой секции.

Ниже излагается методика расчета качества коммутации путем определения так называемого фактора искрения.

Современные воззрения на причину искрения под щетками машин постоянного тока усматривают ее в эффекте размыкания цепи короткозамкнутой секции при выходе ее из-под щетки.

К концу периода коммутации ток в секции не успевает дойти до значения i_a — величины тока в параллельной цепи обмотки якоря — и должен измениться скачком при размыкании цепи короткозамкнутой секции (фиг. 2-22). Следовательно, так называемый добавочный ток короткого замыкания

$$i_к = \frac{\Delta e_R}{R_щ + r_c} \qquad (2\text{-}71)$$

должен при таком выключении измениться с некоторого значения $i_к'$, имеющего место при выключении, до нуля (Δe_R — некомпенсированная э. д. с. в короткозамкнутой секции, $R_щ$ — сопротивление контакта щетка — коллектор, r_c — сопротивление секции).

Процесс такого выключения может быть выражен уравнением

$$L_c \frac{i_к^2}{2} = \int_0^t i_к^2 (R_щ + r_c)\, dt, \qquad (2\text{-}72)$$

означающим, что запасенная в короткозамкнутой секции электромагнитная энергия пре-

вращается в тепловую энергию, выделяющуюся под щеткой (r_c обычно мало сравнительно с $R_щ$) и вызывающую, повидимому, эффект искрения.

Для возможности перехода к количественным соотношениям электромагнитную энергию секции целесообразно определять для среднего расчетного значения тока короткого замыкания секции, которое можно вычислить по (2-71) при известных средних расчетных значениях величин Δe_R, $R_щ$ и r_c.

Таким образом, при выходе секции из короткого замыкания она освобождает в контакте щетка — коллектор энергию, пропорциональную величине

$$L_c \frac{i_к^2}{2} . \quad (2\text{-}73)$$

Следовательно, мощность, выделяющаяся под единицей длины щетки, может быть выражена величиной, пропорциональной

$$\Delta P = \frac{L_c i_к^2}{2} \frac{v_к}{\beta_к L_щ} , \quad (2\text{-}74)$$

где L_c — индуктивность короткозамкнутой секции;
$\beta_к$ — коллекторное деление, *см*;
$L_щ$ — длина щеток одного щеткодержателя, *см*;
$v_к$ — окружная скорость коллектора, *см/сек*.

Можно предположить, что интенсивность искрения под щеткой будет определяться этой величиной ΔP, которую рационально назвать фактором искрения. Таким образом, возникает возможность количественной оценки искрения машины путем установления экспериментом зависимости между степенью искрения и величиной фактора искрения.

Сопротивление контакта щетка—коллектор (фиг. 2-23) для цепи короткозамкнутой секции определяется как

$$R_щ = \frac{\Delta U}{I_щ} \gamma , \quad (2\text{-}75)$$

где ΔU — переходное падение напряжения в двух контактах, определяемое для применяемых в тяговых машинах электрографитовых щеток марок ЭГ2А, ЭГ-14 по фиг. 2-24 в функции от плотности тока под щеткой $j_щ$;
$I_щ$ — ток щеткодержателя;
γ — число перекрытых щеткой пластин.

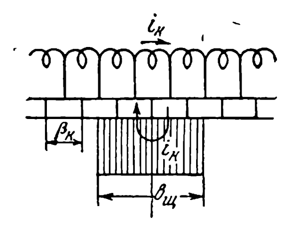
Сопротивлением короткозамкнутой секции r_c в большинстве случаев можно пренебречь ввиду его малости сравнительно с величиной $R_щ$. Однако при высоких стержнях и большой периодичности значение r_c может увеличиваться в 2—3 раза за счет эффекта вытеснения тока в коммутирующихся проводниках.

Индуктивность короткозамкнутой секции может быть найдена по формуле

$$L_c = \frac{\pi}{\mu_0} l_a \lambda w^2 \cdot 10^{-8} \ гн. \quad (2\text{-}76)$$

Величина тока короткого замыкания секции для машин без добавочных полюсов определяется, очевидно, выражением

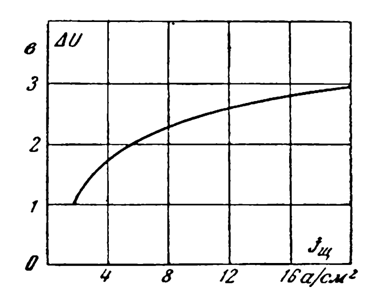
$$i_к = \frac{\beta (e_R + e_a)}{R_щ + \beta r_c} , \quad (2\text{-}77)$$



Фиг. 2-23. К расчету сопротивления переходного контакта щетки.

причем для петлевой обмотки $\beta = 1$, а для волновой обмотки, учитывая последовательное включение p коммутирующихся секций, коэффициент $\beta = p$ (p — число пар полюсов).

Сложнее обстоит вопрос с определением тока $i_к$ для машин с добавочными полюсами. Вследствие ступенчатой формы изменяющегося поля рассеяния паза за время прохождения им коммутационной зоны полная компенсация реактивной э. д. с. вообще недостижима (фиг. 2-25). Поскольку коммутирующее поле добавочного полюса имеет форму, близкую к трапецоидальной, то для конкретного случая можно найти некомпенсированный остаток реактивной э. д. с. Δe_R, подсчитав площадь заштрихованных на фиг. 2-25 „некомпенсированных" участков и отнеся ее к полной площади ступенчатой кривой изменяющегося пазового поля. Поскольку последняя площадь пропорциональна e_R, то это есть отношение



Фиг. 2-24. Падение напряжения под парой щеток.

$$k_R = \frac{\Delta e_R}{e_R} . \quad (2\text{-}78)$$

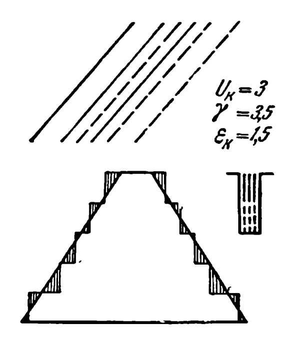
При указанном построении следует расположить трапецоидальное поле добавочного полюса таким образом, чтобы получить наи-

меньшее значение k_R, соответствующее отрегулированной коммутации. В среднем значение k_R можно принимать по табл. 2-2, цифры которой получены соответствующими построениями полей паза и добавочного полюса.

Таблица 2-2

Число коллекторных пластин на паз $u_к$	Коэффициент k_R	
	Тип обмотки	
	петлевая	волновая
3, 5, 7	0,1	0,13
4	0,18	0,18
6	0,18	0,1

Таким образом, даже при отрегулированном поле дополнительных полюсов необходимо считаться с некомпенсированным значением реактивной э. д. с. $k_R e_R$, которое



Фиг. 2-25. Компенсация реактивной э. д. с.

при большом абсолютном значении реактивной э. д. с. e_R может вызвать практически неустранимое искрение под щетками, что и наблюдается на некоторых машинах.

В этом случае

$$i_к = k_R \frac{\beta e_R}{R_щ + \beta r_c}. \qquad (2\text{-}79)$$

Для перегрузочных режимов, когда реактивная э. д. с. в короткозамкнутой секции не полностью компенсируется полем добавочного полюса, ввиду насыщения магнитной цепи его (фиг. 2-20)

$$i_к = \beta \frac{(e_R - e_к) + k_R e_R}{R_щ + \beta r_c}, \qquad (2\text{-}80)$$

где $e_к$ — коммутирующая э. д. с., определяемая по магнитной характеристике добавочного полюса.

В случае машины с петлевой обмоткой фактор искрения может быть непосредственно вычислен по (2-74).

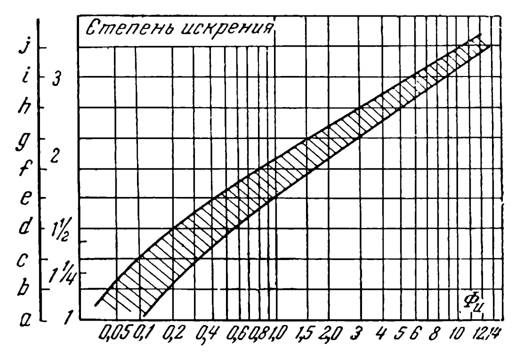
Для машин с волновой обмоткой и одним комплектом щеток под L_c в этой формуле следует понимать индуктивность p последовательно включенных секций. Что касается волновой обмотки с полным комплектом щеток, то анализ этого случая показывает, что на каждую одноименную щетку падает $1/p$ часть выключаемой мощности P последовательно включенных секций.

Поэтому в общем виде

$$\Delta P = c \frac{i_к^2 L_c v_к}{2\beta_к L_щ}, \qquad (2\text{-}81)$$

причем $c = 1$ — для петлевой обмотки и волновой с полным комплектом щеток;
$c = 2$ — для волновой обмотки с одним комплектом щеток.

Далее, из построения экспериментальной зависимости между степенью искрения и величиной фактора искрения выяснилось, что увеличение диаметра коллектора при прочих равных условиях приводит к уменьшению



Фиг. 2-26. Фактор искрения.

интенсивности искрения, поскольку при этом, повидимому, уменьшается частота возмущающих контакт щетки механических колебаний.

Анализ результатов испытаний показал, что окончательно величина фактора искрения получается как

$$Ф_и = c \left(\frac{40}{D_к}\right)^{1,5} \frac{i_к^2 L_c v_к}{2\beta_к L_щ}, \qquad (2\text{-}82)$$

где $D_к$ — диаметр коллектора, *см*.

Экспериментально найденная зависимость между степенью искрения и величиной фактора искрения приведена на фиг. 2-26, причем степень искрения показана по шкале ГОСТ 183-55 и по буквенной шкале, обычно употребляемой при подробном исследовании коммутации машин.

По вычисленному указанным способом фактору искрения можно найти степень искрения машин как при нормальной нагрузке, так и при перегрузке, когда коммутирующая э. д. с. оказывается меньше реактивной.

Пример 2-3. Расчет коммутации и добавочных полюсов

Двигатель ДК-103,

200 *квт*, 1 650 *в*, 132 *а*, 1 250 об/мин.

$$\lambda_{п1} = 1{,}25 \frac{0{,}8}{1{,}28} = 0{,}8;$$

$$\lambda_{п2} = 1{,}25 \cdot 0{,}85 \frac{31}{3 \cdot 1{,}28} = 0{,}85;$$

$$\lambda_{к} = 1{,}25 \frac{4{,}0 - 1{,}28}{4 \cdot 1{,}2 \cdot 0{,}6} = 1{,}2;$$

$$\lambda_{л} = 0{,}08 \cdot 1{,}25 \frac{34{,}5^2}{38 \cdot 4{,}1} = 0{,}75;$$

$$\lambda = 3{,}6;$$

$$e_R = \frac{8 \cdot 66 \cdot 7 \cdot 1 \cdot 3{,}6 \cdot 38 \cdot 2\,500}{0{,}4\,(7 - 1 + 3{,}15 + 5{,}25)} 10^{-8} = 2{,}2 \text{ в};$$

$$B_{д} = \frac{2{,}2 \cdot 10^8}{2 \cdot 1 \cdot 38 \cdot 2\,900} = 1\,000 \text{ гс};$$

$$F_{р.я} = 4\,950;$$

$$F_{\delta д} = \frac{1}{1{,}25} 1\,000 \cdot 1{,}2 \cdot 0{,}6 = 600;$$

$$\lambda_{sд} = 1{,}25 \frac{0{,}8 \cdot 12}{4{,}5} = 2{,}7;$$

$$\sigma_{д} = 1 + \frac{(4\,950 + 600)}{1\,000\,(4 + 3 \cdot 0{,}6)} 2{,}7 = 3{,}5;$$

$$B_{mд} = 1\,000 \cdot 3{,}5 \frac{4 + 3 \cdot 0{,}6}{3} = 6\,750 \text{ гс};$$

$$\lambda_s = 1{,}25 \frac{3 + 3 \cdot 0{,}8}{0{,}8} 0{,}95 = 8{,}0;$$

$$F_{д} = 4\,950 + 600 + \frac{1{,}05}{1{,}25} 6\,750 \times$$

$$\times 0{,}8 \frac{3}{3 + 3 \cdot 0{,}8} - \frac{3 \cdot 2{,}2^2 \cdot 10^4}{38 \cdot 8} =$$

$$= 4\,950 + 600 + 2\,500 - 450 = 7\,600.$$

Расчет качества коммутации

$$r_c \approx 2 \cdot 0{,}0035 = 0{,}007 \text{ ом};$$

$$R_{щ} = \frac{2{,}35}{66} 3{,}15 = 0{,}110 \text{ ом};$$

$$i_к = 0{,}13 \frac{2 \cdot 2{,}2}{0{,}110 + 2 \cdot 0{,}0070} = 4{,}5 \text{ а};$$

$$L_c = \frac{\pi}{1{,}25} 38 \cdot 3{,}6 \cdot 10^{-8} = 350 \cdot 10^{-8};$$

$$\Phi_И = \left(\frac{40}{38}\right)^{1{,}5} \frac{4{,}5^2 \cdot 350 \cdot 10^{-8} \cdot 2\,500}{2 \cdot 0{,}4 \cdot 6{,}4} = 0{,}037,$$

что соответствует по кривой фиг. 2-26 степени искрения *ab* (1).

2-4. КОММУТАЦИЯ ПРИ ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

Для тяговых двигателей вопрос о коммутации их при всякого рода неустановившихся режимах, вызванных электромагнитными и механическими причинами, имеет весьма существенное значение, поскольку в условиях эксплуатации устойчивость двигателя по отношению к этим явлениям иногда определяет собой его работоспособность.

Как было выяснено в § 2-2, при работе на линии двигатель, как правило, подвержен толчкам напряжения всякого рода, вплоть до полного восстановления напряжения на вращающейся машине. Всякий такой толчок напряжения вызывает бросок тока в двигателе по причине размагничивающего действия вихревых токов в магнитопроводе (фиг. 2-14). При этом возрастает величина реактивной э. д. с. e_R по сравнению со стационарным значением ее и, так как поток добавочного полюса в общем случае отстает по времени и величине от тока, то в короткозамкнутой секции появляется некоторая некомпенсированная э. д. с. Δe_R, вызывающая вспышку под щеткой.

Эта вспышка при известных условиях может перейти в круговой огонь на коллекторе. Возможность возникновения кругового огня будет зависеть от многих причин: от интенсивности вспышки, которая в свою очередь зависит от величины недокомпенсации реактивной э. д. с., от окружной скорости коллектора, вытягивающей эту вспышку из-под щетки, от напряжения на коллекторе и т. д.

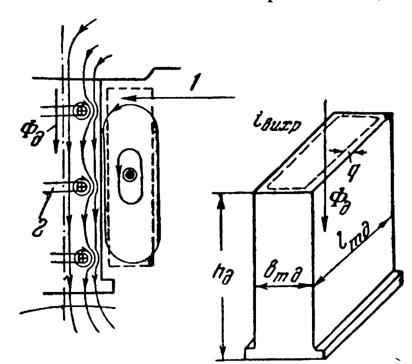
Появление вспышки под щеткой может быть обусловлено и механическими воздействиями — подпрыгиванием щетки от ударов колеса экипажа о стыки рельсов и т. п. Этот эффект имеет место при больших скоростях движения поезда и с ним также необходимо считаться.

Изменение потока добавочного полюса

При изменении потока добавочного полюса в магнитопроводе его (точнее в нерасслоенной части — сердечнике

полюса и станине) появляются контуры вихревых токов, вполне аналогичные таковым же в цепи главного магнитного потока машины (фиг. 2-27).

Нахождение величины этих токов может быть сделано принципиально на основании тех же соображений, кото-



Фиг. 2-27. Вихревые токи в сердечнике добавочного полюса.
1 — движение потока; *2* — вихревые токи.

рые были изложены в § 2-2, т. е. можно написать:

$$i_{вихр} = \gamma' \Phi_д \frac{d\Phi_д}{dt}, \qquad (2\text{-}83)$$

где $\Phi_д$ — полезный поток добавочного полюса, а величина α' будет (2-17):

$$\gamma' = \sigma_д^2 \frac{0{,}5}{k_{ср}^2} \sum \frac{l \cdot 10^{-8}}{p^2 \rho B_0}, \qquad (2\text{-}84)$$

где $\sigma_д$ — коэффициент рассеяния добавочного полюса;

$k_{ср}$ — среднее значение коэффициента k по кривой фиг. 2-11;

ρ — удельное сопротивление материала магнитопровода;

B_0 — установившееся значение индукции в данной части магнитопровода.

Поток добавочного полюса в любой момент времени

$$\Phi_д = \frac{F_д - F_c - F_{р.я} - i_{вихр}}{R}, \qquad (2\text{-}85)$$

где $F_д$ — н. с. катушки добавочного полюса;

F_c — магнитное напряжение стальных участков пути потока добавочного полюса;

$F_{р.я}$ — н. с. реакции якоря (на полюс);

R — магнитное сопротивление зазора в цепи добавочного полюса, приведенное к зазору у якоря:

$$R = \frac{\delta_д k_{\delta д}}{\mu_0 l_a (b_д + 3\delta_д)} + \frac{\delta_s \sigma_д}{\mu_0 l_{mд} (b_{mд} + 3\delta_s)}, \qquad (2\text{-}86)$$

где $b_д$ — ширина наконечника добавочного полюса, *см*;

$\delta_д$ — зазор под добавочным полюсом, *см*;

δ_s — зазор у станины, *см*;

$b_{mд}$ — ширина сердечника добавочного полюса, *см*;

$l_{mд}$ — длина сердечника добавочного полюса, *см*.

Преобразуя (2-85), найдем:

$$\Phi_д = \frac{F_д - F_c - F_{р.я}}{R} - \frac{i_{вихр}}{R}. \qquad (2\text{-}85')$$

Но первый член этого выражения представляет собой установившееся значение потока добавочного полюса $\Phi_{д0}$, соответствующее данному текущему значению $F_д$ или току двигателя I. Величина $\Phi_{д0}$, очевидно, может быть найдена для каждого данного значения I, если известны магнитная характеристика добавочного полюса и зависимость $I = f(t)$, определенная на основании данных § 2-2.

Таким образом,

$$\Phi_д = \Phi_{д0} - \frac{i_{вихр}}{R}. \qquad (2\text{-}87)$$

Подставив значение $i_{вихр}$ из (2-83), найдем:

$$\Phi_д = \Phi_{д0} - \frac{\gamma'}{R} \Phi_д \frac{d\Phi_д}{dt}. \qquad (2\text{-}88)$$

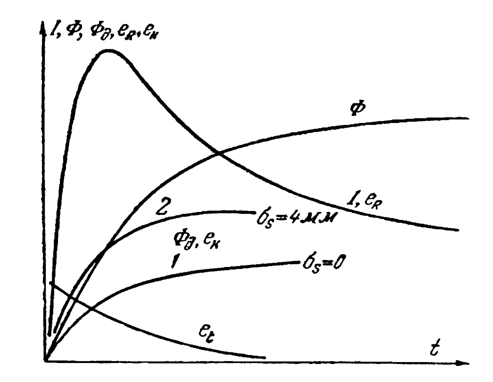
Это уравнение не может быть решено аналитически, поскольку значение $\Phi_{д0}$ не является постоянной величиной. Для численного решения его целесообразно представить в виде:

$$d\Phi_д = \frac{R}{\gamma'} dt \left(\frac{\Phi_{д0}}{\Phi_д} - 1 \right). \qquad (2\text{-}89)$$

Задаваясь значениями интервалов времени dt и находя по кривым $I = f(t)$ и $\Phi_д = f(t)$ значения $\Phi_{д0}$, можно после-

довательными подсчетами найти кривую $\Phi_\partial = f(t)$.

Ввиду громоздкости и малой точности подобных расчетов ограничимся рассмотрением качественной стороны вопроса. Из (2-85′) совершенно ясно усматривается эффект влияния вихре-



Фиг. 2-28. Поток добавочного полюса при восстановлении напряжения.

вых токов в магнитной цепи добавочного полюса при переходном процессе на изменение потока добавочного полюса. Он сводится к тому, что вихревой ток уменьшает действующую н. с., т. е. поток добавочного полюса, который не следует уже за кривой тока I, а нарастает гораздо медленнее (фиг. 2-28, кривая *1*).

Коммутация при переходных режимах и механических толчках

Величина реактивной э. д. с. в короткозамкнутой секции якоря (считая скорость вращения не изменяющейся за время переходного процесса) пропорциональна, очевидно, величине тока

$$e_R \equiv I. \qquad (2\text{-}90)$$

Коммутирующая э. д. с. $e_к$ при тех же условиях пропорциональна величине потока добавочного полюса

$$e_к \equiv \Phi_\partial. \qquad (2\text{-}91)$$

Если подобрать масштабы тока и потока таким образом, чтобы при установившемся режиме ординаты тока I и потока Φ_∂ совпадали (так сделано на фиг. 2-28), то кривые $I = f(t)$ и $\Phi = f(t)$ одновременно представляют в другом масштабе кривые $e_R = f(t)$ и $e_к = f(t)$. Разность между ними определяет величину некомпенсированной э. д. с., создающей вспышку под щеткой при таком переходном процессе.

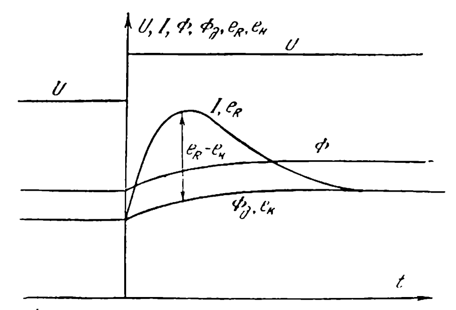
Из (2-85′) усматривается, что уменьшение влияния вихревых токов на поток добавочного полюса может быть достигнуто двумя методами:

а) Применение шихтованных сердечников добавочных полюсов (собранных из листовой стали) увеличивает величину удельного сопротивления ρ в формуле (2-84), приблизительно в 3 раза. Но так как станина машины, по которой поток добавочного полюса также проходит, остается сплошной, то результирующий коэффициент α' и, следовательно, вихревой ток уменьшаются относительно мало. Соответствующие эксперименты подтвердили, что коммутация при переходном процессе с применением таких расслоенных добавочных полюсов улучшается весьма незначительно. Конечно, если бы станина машины также изготовлялась из расслоенной стали (как в однофазных коллекторных или асинхронных двигателях) и притом с изоляцией между отдельными листами, то эффект улучшения коммутации при переходном режиме был бы весьма значителен. Однако конструктивно это представляет значительные, пока еще не решенные, затруднения.

б) Применение второго зазора у станины δ_s увеличивает, как это видно из формулы (2-86), магнитное сопротивление R, т. е. уменьшает член $\frac{i_{вихр}}{R}$, задерживающий изменение Φ_∂. Поскольку конструктивно установка такой прокладки не вызывает каких-либо затруднений, этот способ улучшения коммутации при переходных процессах широко применяется в современных тяговых двигателях с тяжелыми условиями коммутации при питании их от контактной сети.

Конечно, вводя такую прокладку, приходится одновременно увеличивать н. с. катушки добавочного полюса, т. е. число витков ее, что несколько увеличивает габариты катушки.

На фиг. 2-28 представлены кривые $\Phi_\partial = f(t)$ для случая зазора $\delta_s = 4$ *мм* (кривая *2*) сравнительно с выполнением добавочного полюса без второго зазора (кривая *1*). Из них видно, что некомпенсированная э. д. с. в короткозамкнутой секции уменьшается, улучшая коммутацию при переходном процессе (вспышка под щеткой меньшей интенсивности).



Фиг. 2-29. Остаточная э. д. с. при толчке напряжения.

При переходном режиме в короткозамкнутой секции возникает еще одна э. д. с. — трансформаторная, вызванная изменением главного магнитного потока. Эта э. д. с. равна:

$$e_t = w \frac{d\Phi}{dt} 10^{-8}, \qquad (2\text{-}92)$$

где w — число витков в секции.

При восстановлении напряжения на двигателе трансформаторная э. д. с. направлена в одну сторону с коммутирующей, т. е. уменьшает недокомпенсацию. Но величина ее относительно невелика (фиг. 2-28) и быстро спадает с развитием процесса.

Эта трансформаторная э. д. с. имеет место также при выключении тока в двигателе, вызывая при этом иногда вспышку под щеткой.

Результирующая остаточная э. д. с. в секции будет, таким образом, равна:

$$\Delta e_R = e_R - e_к - e_t. \qquad (2\text{-}93)$$

Показанные на фиг. 2-28 кривые изменения реактивной э. д. с. e_R и коммутирующей э. д. с. $e_к$ относятся к случаю полного восстановления напряжения. Аналогичная картина имеет место и при внезапном повышении напряжения в питающей сети (фиг. 2-29). В этом случае также наблюдается всплеск тока и, как следствие, появление некомпенсированной э. д. с.

Следовательно, при любом переходном процессе в машине, сопровождающемся изменением тока (вследствие внезапного изменения приложенного к машине напряжения), в короткозамкнутой секции возникает остаточная э. д. с. Δe_R, вызывающая более или менее сильную вспышку под щеткой, которая при неблагоприятных условиях может перейти в перекрытие по коллектору — круговой огонь.

Для того чтобы оценить степень коммутационной устойчивости данного двигателя к толчкам напряжения, производится опыт восстановления напряжения на ней (ударное включение).

Машину, работающую двигателем (обычно при скорости вращения, близкой к максимальной, поскольку условия возникновения кругового огня при этом самые благоприятные), отключают от сети на 1—2 сек. и затем приключают обратно. Одновременно отключается и включается нагрузочный генератор, так что скорость вращения агрегата за время перерыва питания практически не меняется. За указанный промежуток времени все потоки в машине успевают снизиться до нуля и двигатель оказывается включенным на полное напряжение при отсутствии э. д. с.

Толчок тока достигает при этом обычно 2,5—3,5-кратной величины установившегося значения, реактивная э. д. с. резко недокомпенсируется и под щеткой появляется относительно сильная вспышка. Постепенно повышая напряжение, находят, наконец, такую величину его, при которой наступает круговой огонь на коллекторе. Совершенно очевидно, что чем выше это напряжение перекрытия $U_п$, тем более устойчив двигатель по отношению к рассмотренным выше переходным режимам.

Вспышка под щеткой может появиться не только вследствие рассмотренных причин, но также и от подпрыгивания щеток вследствие динамических усилий, действующих на двигатель. Как уже указывалось в гл. 1, на детали двигателя с осевой подвеской, в том числе и щетки, действуют значи-

тельные динамические усилия от ударов о стыки рельсов, крестовин и т. п. Эти явления вызывают подпрыгивание щеток на коллекторе. При этом возникает дуга — вспышка, особенно интенсивная при движении экипажа с большой скоростью на путях, находящихся в плохом состоянии.

Для уменьшения интенсивности вспышек или их полного устранения необходимо повышать давление на щетки до 0,5 *кГ/см*² включительно. Это мероприятие является основным методом борьбы со вспышками под щеткой, вызываемыми динамическими эффектами.

Двигатели с независимой подвеской не испытывают практически этих ударных влияний и потому находятся в отношении коммутации в значительно более легких условиях, чем двигатели с осевой подвеской.

Наконец, значительное искрение под щеткой, а иногда и вспышки могут быть вызваны деформацией поверхности коллектора, в частности выступанием отдельных пластин, что иногда наблюдается при недостаточно строгом соблюдении технологии изготовления коллектора.

Практика показала, что биение коллектора (двойной эксцентриситет) порядка 0,12—0,15 *мм* при неблагоприятных условиях приводит к появлению сильных вспышек под щеткой и круговым огням

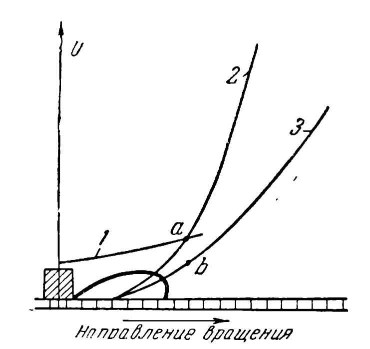
Поэтому при выпуске машины с завода-изготовителя величина биения коллектора не должна допускаться выше 0,05 *мм.*

Наконец, отметим, что вспышка наибольшей интенсивности имеет место всегда над положительной щеткой вследствие более легкого вырывания электронов из меди по сравнению с графитом щетки.

2-5. КРУГОВОЙ ОГОНЬ НА КОЛЛЕКТОРЕ

Известны две причины возможного появления перекрытия на коллекторе между двумя щеткодержателями:

а) Перекрытие может быть результатом вспышки под щеткой (вследствие электромагнитных или механических причин), которая при благоприятных условиях может перейти в круговой огонь. О. Б. Брон установил, что вытягивающаяся из-под щетки дуга многократно гаснет и возникает снова, продвигаясь, таким образом, далее по коллектору в сторону направления вращения. Предполагается, что эта дуга не погаснет и перейдет в круговой огонь, если она достигнет критической точки *a* (фиг. 2-30), где напряжение



Фиг. 2-30. Механизм возникновения кругового огня.

1 — характеристика дуги; 2 — потенциальная кривая; 3 — распределение межсегментных напряжений.

на концах дуги будет достаточным для ее горения. За критическую точку можно принять также и точку *b*, где межсегментное напряжение достигает цифры около 25 *в* — значение минимально необходимого напряжения для горения дуги между медными электродами (пластинами).

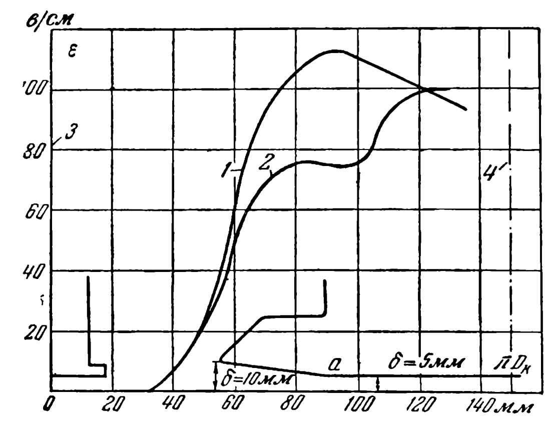
Для снижения опасности перекрытия по этой причине желательно иметь в двигателе возможно более пологую потенциальную кривую на коллекторе, что обеспечивается рядом конструктивных мероприятий: выполнением главного полюса с перекрытием $\alpha \approx \approx 0{,}67$, увеличением зазора до двойной расчетной величины у края наконечника главного полюса, возможно меньшим искажением формы главного поля н. с. обмотки якоря и т. п.

Для уменьшения вероятности появления вспышки под щеткой применяется ряд мероприятий, рассмотренных выше.

Если считать, что возможность кругового огня на коллекторе обусловлена указанными причинами, то устойчивость двигателя в этом отношении достаточно полно характеризуется вели-

чиной напряжения перекрытия при опыте ударного включения.

Однако практика свидетельствует о случаях, когда двигатели с очень высоким значением напряжения перекрытия и безупречной коммутацией все же подвержены случаям круговых огней в эксплуатации.



Фиг. 2-31. Кривые распределения напряжения на 1 *пог. см* окружности коллектора.

1 — ослабленное поле; 2 — полное поле; 3 — осевая линия добавочного полюса; 4 — осевая линия главного полюса.

б) Поэтому следует считать, что основной причиной возможности возникновения кругового огня является случайное засорение угольной или другой пылью или осколками щетки изоляционного расстояния между смежными коллекторными пластинами. Если напряжение между пластинами и на 1 *см* окружности коллектора достаточно велико, то после выгорания этого мостика зажигается дуга, переходящая в круговой огонь.

Для появления такого перекрытия по коллектору необходимо напряжение между пластинами больше 25 *в*. Однако, как показывает практика и эксперименты М. Находкина и В. Хвостова [Л. 23], и при $e_м = 34 - 38$ *в* круговой огонь возникает только при достаточной ионизации воздуха, которая зависит от времени горения дуги и других факторов.

Очевидно, что такого рода случаи кругового огня можно предупредить содержанием коллектора двигателя и щеткодержателей в максимально возможной чистоте, обеспечением минимально возможного межсегментного напряжения и напряжения на 1 *см* окружности коллектора и увеличением толщины изоляции между пластинами, которую в высоковольтных двигателях рекомендуется брать порядка 1,0—1,2 *мм*.

Таким образом, потенциальные условия на коллекторе, характеризующие возможность появления кругового огня, зависят от распределения максимальных значений межсегментных напряжений и напряжений на 1 *см* окружности коллектора.

При нагрузке машины н. с. в каждой точке полюсного деления определяется как

$$F_x = F'_в \pm F_{р.я} x, \qquad (2\text{-}94)$$

где $F'_в$ — н. с. катушки главного полюса за вычетом магнитного напряжения станины и полюса;

$F_{р.я}$ — н. с. реакции якоря;

x — абсцисса рассматриваемой точки, выраженная в долях от половины полюсного деления с отсчетом ее от оси главного полюса.

Эта н. с. определяет индукцию поля в данной точке и, следовательно, величину межсегментного напряжения. Имея магнитные характеристики машины для разных точек полюсного деления (разных зазоров), можно найти эти напряжения. Однако вследствие насыщения рога главного полюса такие расчеты крайне затруднены и неточны.

Так как всякое насыщение приводит, очевидно, к снижению индукции, то целесообразно рассматривать такой режим работы машины, когда можно пренебречь практически всяким насыщением магнитной цепи. Этот режим для тяговых двигателей соответствует высокой скорости движения при ослаблении поля машины и является, как известно, наиболее опасным в коммутационном отношении. Это иллюстрируется кривыми фиг. 2-31, из которых видно, что при полном поле кривая напряжений на 1 *см* окружности якоря идет значительно ниже, чем при ослабленном.

Для зоны наибольшего искажения поля (сбегающий край щетки в двига-

теле) напряжение между пластинами в любой точке может быть выражено как

$$e_x = \frac{e_{cp}}{\alpha}\left(1 + x\frac{F_{p.я}}{F_в}\right)\frac{\delta_p}{\delta_x}, \quad (2\text{-}95)$$

где $e_{cp} = \frac{2pU}{K}$ — среднее межсегментное напряжение, *в*;

K — число коллекторных пластин;

α — перекрытие полюса;

δ_p — расчетный зазор, *см*;

δ_x — зазор в точке x, *см*.

Напряжение на 1 *см* окружности коллектора

$$\varepsilon_x = \frac{e_x}{\beta_к}, \quad (2\text{-}96)$$

где $\beta_к$ — коллекторное деление, *см*.

Определив по формулам (2-95) и (2-96) значения e_x и ε_x для середины полюса, точки перегиба дуги полюса *a* (фиг. 2-31) или соответствующей точки при эксцентричном зазоре, края полюса и считая, что нуль поля будет в точке $0{,}5b_д + 3\delta_д$, можно построить кривые распределения e_x и ε_x вдоль окружности коллектора. При этом в середине между краем полюса и точкой с абсциссой $x = \frac{\tau}{2} - (0{,}5b_д + 3\delta_д)$ можно принять e_x и ε_x приблизительно равными 25% от величины под краем полюса. По построенной таким образом кривой $\varepsilon = f(x)$ может быть легко найдена потенциальная кривая на коллекторе.

Из кривой фиг. 2-31 видно, что при отсутствии насыщения максимум величин e_x и ε_x приходится в точке перегиба дуги полюса. Заметим, что при эксцентричной форме дуги полюса, когда зазор равномерно увеличивается от центра до края полюсной дуги, максимум e_x и ε_x лежит между точкой *a* (в данном случае соответствующей ширине сердечника полюса b_m) и центром полюса и обычно мало отличается от значения e_x и ε_x в точке *a*.

Так как обычно для точки *a* $x \approx 0{,}45$, то

$$e_м = \frac{e_{cp}}{\alpha}\left(1 + 0{,}45\frac{F_{p.я}}{F_в}\right); \quad (2\text{-}97)$$

$$\varepsilon_м = \frac{e_м}{\beta_к}. \quad (2\text{-}98)$$

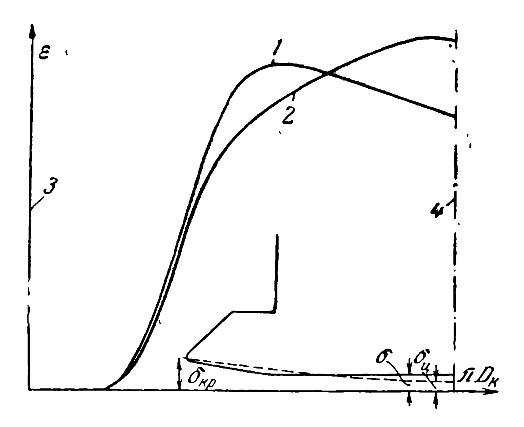
Долголетняя практика показывает, что для тяговых двигателей необходимо иметь (для номинального напряжения с возможностью повышения его примерно на 20%):

$$e_м = 80 \div 90\ в$$

($e_м \leqslant 35$ *в* при толщине миканита 0,8 *мм*; $e_м \leqslant 40$ *в* соответственно при 1,0 *мм* и $e_м \leqslant 45$ *в* при 1,15 *мм*).

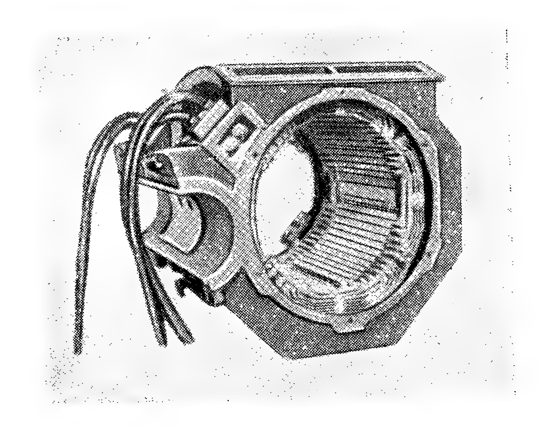
Эти цифры являются предельными и характеризуют весьма напряженные условия работы в отношении коммутации, требуя тщательного ухода за машиной в эксплуатации, хороших щеток, хорошего состояния путей и т. п.

Для маломощных вспомогательных машин $e_м$ достигает иногда более высокой цифры — до 65 *в*, что является, повидимому, допустимым вследствие существенно большего активного и индуктивного сопротивлений секций якоря, ограничивающих ток в дуге. Видимо, при этом имеет место недостаточная ионизация воздуха окружающего пространства и дуга, возникшая между двумя пластинами, гаснет, не переходя в круговой огонь.

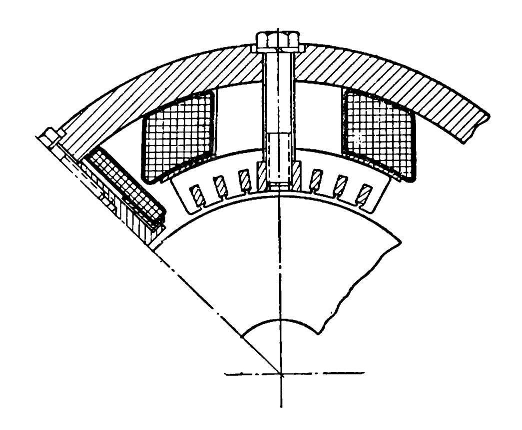


Фиг. 2-32. Кривые распределения напряжения на 1 *пог. см* по окружности коллектора.

1 — равномерный зазор; 2 — эксцентричный зазор 3 — осевая линия добавочного полюса; 4 — осевая линия главного полюса.



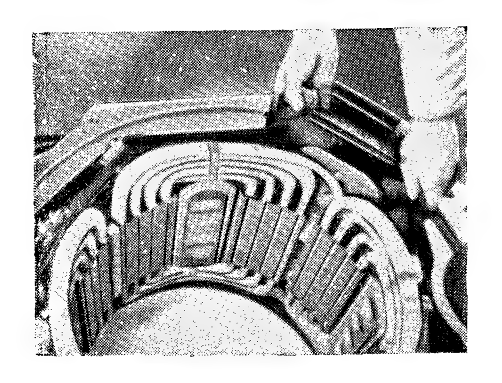
Фиг. 2-33.



Фиг. 2-34.

Для создания более пологой кривой поля у сбегающего края щетки иногда применяют так называемый эксцентричный зазор (§ 3-6). При таком зазоре кривая $e = f(x)$ и $\varepsilon = f(x)$ действительно идет несколько дальше от щетки, чем при равномерном зазоре (с расширением до двойного по краям, как это обычно делают — см. фиг. 2-32). Но зато при таком зазоре благодаря малой величине его под серединой полюса ($\delta_ц \approx 0{,}6\delta_p = 0{,}6\delta$) напряжения между соответствующими сегментами могут получиться даже бо̀льшими, чем максимальные значения их в случае равномерного зазора. Поэтому целесообразность применения такой формы зазора остается неясной. Видимо, существенного повышения коммутационной устойчивости машины от применения его ожидать не приходится, что подтверждено соответствующими экспериментами.

Встречающиеся в некоторых конструкциях разного рода подрезки рогов полюса преследуют всегда одну и ту же цель: создать дополнительное насыщение или дополнительный зазор для придания потенциальным кривым на коллекторе более пологой формы.



Фиг. 2-35.

В общем случае вероятность возникновения кругового огня на коллекторе обусловлена, повидимому, с одной стороны, максимальной величиной напряжения, приходящегося на 1 *см* окружности коллектора, а с другой — общей напряженностью коммутации, характеризуемой произведением линейной нагрузки A на скорость вращения n. Кроме того, следует учесть относительно лучшие условия коммутации машин с большим диаметром коллектора, о чем уже говорилось выше.

Поэтому общая коммутационная устойчивость электродвигателя может быть охарактеризована следующей формулой «фактора кругового огня»

$$\Phi_к = \varepsilon_м A n \frac{40}{D_к} 10^{-6}, \qquad (2\text{-}99)$$

где A — линейная нагрузка, *а/см*;

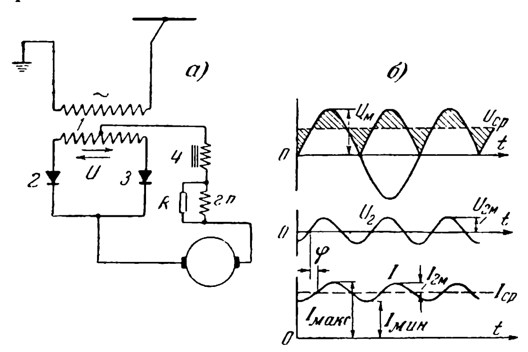
n — скорость вращения, об/мин;

$D_к$ — диаметр коллектора, *см*.

Величину фактора кругового огня рекомендуется иметь не свыше 35 для номинального режима.

В случае возникновения кругового огня на коллекторе двигатель должен быть возможно скорее отключен от сети. Для этой цели всегда желательно иметь быстродействующую защиту, предохраняющую машину от тяжелых повреждений (оплавление коллектора, обгар поверхностной изоляции якоря и катушек и т. п.). Естественно, что

возникновения кругового огня следует опасаться главным образом в машинах с высоким напряжением на коллекторе, работающих при значительном ослаблении поля. Применение в таких машинах компенсационных обмоток существенно уменьшает величины $e_м$ и $\varepsilon_м$, но, к сожалению, конструктивно это сильно усложняет машину и применяется в тяговом электромашиностроении довольно редко и, главным образом, при значительных токах, когда компен-



Фиг. 2-36. Питание двигателя постоянного тока через ионные вентили.

сационная обмотка может быть выполнена стержневой (фиг. 2-33). Следует упомянуть о конструкции полюсной системы двигателя с компенсационной обмоткой [Л. 22], при которой возможен демонтаж катушек возбуждения без нарушения целостности соединений компенсационной обмотки (фиг. 2-34 и 2-35).

2-6. РАБОТА ДВИГАТЕЛЯ ОТ ВЫПРЯМИТЕЛЯ

В электровозах и моторных вагонах переменного тока, имеющих тяговые двигатели постоянного тока, питание последних осуществляется наиболее часто через ионные вентили (игнитроны и т. п.).

Принципиальная схема такого питания представлена на фиг. 2-36,*а*. Как видно из нее, в каждый момент времени работает один из вентилей *2* или *3* в зависимости от направления э. д. с. во вторичной обмотке трансформатора *1*. При этом к двигателю подводится пульсирующее напряжение U. Это напряжение, имеющее амплитуду $U_м$, может быть представлено как сумма постоянной составляющей $U_{ср}$ и высших гармонических, из которых практически можно учитывать только вторую, имеющую частоту $2f$:

$$U = U_{ср} + U_{2м} \sin 2\omega t, \quad (2\text{-}100)$$

причем

$$U_{ср} = \frac{2}{\pi} U_м, \quad (2\text{-}101)$$

а амплитуда второй гармоники

$$U_{2м} \approx 0{,}66 U_{ср} \approx 0{,}4 U_м. \quad (2\text{-}102)$$

Соответственно ток, потребляемый двигателем:

$$I \approx I_{ср} + I_{2м} \sin(2\omega t + \varphi), \quad (2\text{-}103)$$

где $I_{ср}$ — постоянная составляющая тока

$$I_{ср} = \frac{U_{ср} - E}{r}; \quad (2\text{-}104)$$

E — э. д. с. двигателя, являющаяся, как будет показано ниже, практически постоянной величиной;

r — активное сопротивление цепи двигателя;

$I_{2м}$ — амплитуда второй гармоники тока:

$$I_{2м} = \frac{U_{2м}}{x_2}; \quad (2\text{-}105)$$

x_2 — индуктивное сопротивление обмоток двигателя и реактора (фиг. 2-36,*а*); активным сопротивлением в данном случае можно пренебречь;

φ — сдвиг фаз тока и напряжений второй гармоники.

Соответствующие кривые изменения напряжения и токов представлены на фиг. 2-36,*б*.

Пульсация напряжения, подаваемого в цепь двигателя:

$$s_u = \frac{U_{2м}}{U_{ср}} \approx 0{,}66 = 66\%. \quad (2\text{-}106)$$

Пульсация тока двигателя благодаря индуктивности обмоток его и специально включаемого в цепь реактора будет значительно меньше. Величина ее может быть найдена следующим образом.

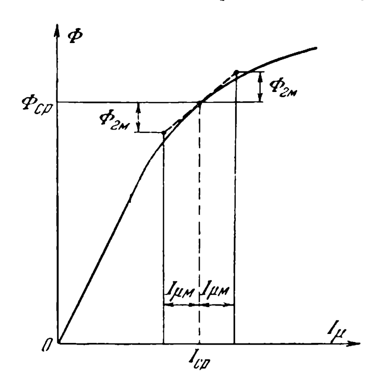
Из уравнения (2-105) имеем:

$$I_{2м} = \frac{U_{2м}}{x_2} = \frac{0,66U_{ср}}{2\omega L} = 1,05\frac{U_{ср}}{1\,000L},$$

где L — индуктивность обмоток двигателя и реактора, откуда пульсация тока

$$s_1 = \frac{I_{2м}}{I_{ср}} = 1,05\frac{U_{ср}}{1\,000 I_{ср}\cdot L}. \quad (2\text{-}107)$$

Таким образом, пульсация тока обратно пропорциональна индуктивности цепи двигателя, но возрастает с уменьшением нагрузки. Собственной индуктивности цепи двигателя оказывается практически недостаточно, чтобы сгладить колебания тока до приемлемой цифры (около 25—30%) при номинальном режиме. Поэтому приходится прибегать к включению специального реактора 4 (фиг. 2-36,*а*), увеличивающего общую индуктивность в цепи машины.



Фиг. 2-37. Определение пульсации потока.

Пульсация тока вызывает соответствующую пульсацию главного магнитного потока двигателя. Благодаря реакции вихревых токов в магнитопроводе двигателя пульсация потока получается меньше, чем тока, и может быть определена следующим образом:

Поток двигателя

$$\Phi = \Phi_{ср} + \Phi_{2м}\sin 2\omega t, \quad (2\text{-}108)$$

где $\Phi_{ср}$ — среднее значение магнитного потока, соответствующее э. д. с. двигателя E;

$\Phi_{2м}$ — амплитуда второй гармоники потока:

$$\Phi_2 = \Phi_{2м}\sin 2\omega t. \quad (2\text{-}109)$$

Величина вихревого тока определяется согласно § 2-2. Электродвижущая сила вихревого тока

$$e_{вихр} = \sigma\frac{d\Phi_2}{dt}10^{-8} = \sigma\Phi_{2м}2\omega\cos 2\omega t\cdot 10^{-8}.$$

Сопротивление пути вихревого тока

$$r_{вихр} = \frac{\rho(kp)^2 B_0}{l\sigma\Phi_{2м}\sin 2\omega t},$$

откуда вихревой ток

$$i_{вихр} = \omega\Phi^2_{2м}\sin 4\omega t\frac{0,5\sigma^2}{k^2}\sum\frac{l}{p^2\rho B_0}10^{-8}. \quad (2\text{-}110)$$

Амплитуда вихревого тока

$$i_{м.вихр} = \Phi^2_{2м}\frac{0,5\sigma^2\omega}{k^2}\sum\frac{l}{p^2\rho B_0}10^{-8} \quad (2\text{-}111)$$

или, принимая $\sigma = 1,18$ и $k = 0,85$ (среднее значение), получим:

$$i_{м.вихр} = \Phi^2_{2м}\cdot 300\sum\frac{l}{p^2\rho B_0}10^{-8}. \quad (2\text{-}111')$$

В этой формуле величина B_0 добавочной индукции в периферийных частях магнитопровода от потока Φ_2 может быть взята около 5 000 *гс*.

Ток намагничивания (фиг. 2-37)

$$I_{\mu м} = I_{2м} - \frac{i_{м.вихр}}{w_c}, \quad (2\text{-}112)$$

где w_c — число витков последовательной катушки.

Таким образом, зная величину амплитуды тока второй гармоники $I_{2м}$, можно последовательными приближениями найти амплитуду второй гармоники потока $\Phi_{2м}$, намагничивающий ток которой $I_{\mu м}$ удовлетворяется уравнением (2-112).

Пульсация потока

$$s_\Phi = \frac{\Phi_{2м}}{\Phi_{ср}} \quad (2\text{-}113)$$

получается обычно в пределах 2—4% при номинальном режиме в зависимости от степени насыщения магнитной цепи двигателя (при пульсации тока 25—30%).

Пульсация потока вызывает появление в короткозамкнутой секции якоря трансформаторной э. д. с.

$$e_t = 4,44\Phi_{2м}(2f)w\ 10^{-8}, \quad (2\text{-}114)$$

где w — число витков в секции.

Эта трансформаторная э. д. с. может вызвать более или менее существенное искрение на коллекторе, а вихревые токи в сердечнике полюса и станине — существенный нагрев их и, следовательно, дополнительный нагрев обмоток двигателя, т. е. снижение его тепловой мощности.

Поэтому почти во всех случаях питания двигателя от ионного вентиля параллельно обмотке главных полюсов включают активное сопротивление R (фиг. 2-36), по величине равное 8—10-кратной величине сопротивления обмотки главных полюсов.

При этом вся вторая гармоника тока с частотой $2f$ направляется практически через это сопротивление и в обмотке главных полюсов остается только постоянная составляющая тока (пульсация тока не превосходит 2—3%). Как коммутация, так и нагрев двигателя в этом случае практически не отличаются от таковых же при питании машины постоянным напряжением. Следует иметь в виду, что при определении величины пульсации тока по (2-107) величину суммарной индуктивности цепи двигателя L следует определять с учетом реакции вихревых токов в магнитопроводе двигателя

$$L = L_a + L_д + L_в' + L_{реакт}, \quad (2\text{-}115)$$

где индуктивность обмотки якоря L_a находится по (2-21), обмотки добавочных полюсов $L_д$ по (2-22), обмотки главных полюсов $L_в'$ по (2-23') при подстановке в нее $\frac{\Phi_{2м}}{I_{2м}}$ вместо $\frac{d\Phi}{dI_\mu}$.

Предварительно величина индуктивности главных полюсов $L_в'$ может быть найдена непосредственно по (2-23') с введением в нее коэффициента $k_в$, учитывающего успокоительное действие вихревых токов. Этот коэффициент может быть принят в пределах 0,15—0,3.

Включение активного сопротивления параллельно обмотке главных полюсов приводит к тому, что индуктивность обмотки главных полюсов $L_в'$ существенно снижается, что следует из выражения для результирующего сопротивления контура:

$$z = R\frac{x^2}{R^2 + x^2} + jx\frac{R^2}{R^2 + x^2}. \quad (2\text{-}116)$$

Таким образом, включение активного сопротивления параллельно обмотке главных полюсов, хотя и улучшает условия работы двигателя в отношении коммутации и нагрева, но несколько увеличивает величину пульсации тока из-за уменьшения L.

В магнитной цепи добавочных полюсов двигателя имеет место существенная пульсация н. с., поскольку обмотка добавочных полюсов и якорь обтекаются током с пульсацией s_I. Это приводит к появлению вихревых токов в сердечнике добавочного полюса и станине, подобно тому, как это имело место в рассмотренных выше режимах восстановления напряжения. Количественный подсчет этого эффекта затруднителен, но эксперименты показывают, что переменная составляющая потока добавочного полюса отстает вследствие задерживающего влияния вихревых токов на некоторый угол от тока, что приводит к недокомпенсации слагающей реактивной э. д. с. от тока второй гармоники I_2. Поэтому для такого рода двигателей следует рекомендовать делать второй зазор в магнитной цепи дополнительных полюсов, расслоенные сердечники добавочных полюсов, разрезные поддерживающие фланцы и т. п., чтобы ослабить ухудшение коммутации двигателя от указанной недокомпенсации.

Практически при пульсации тока при номинальном режиме $s_I \leq 30\%$ коммутация двигателя остается удовлетворительной.

2-7. РЕАКЦИЯ ЯКОРЯ

Почти во всех современных тяговых электрических машинах щетки располагаются на нейтрали, т. е. если не считаться с возможным производственным отклонением их положения мы имеем дело только с поперечной реакцией якоря, искажающей основное поле и ослабляющей тем самым поток.

Классические методы учета этого ослабления общеизвестны.

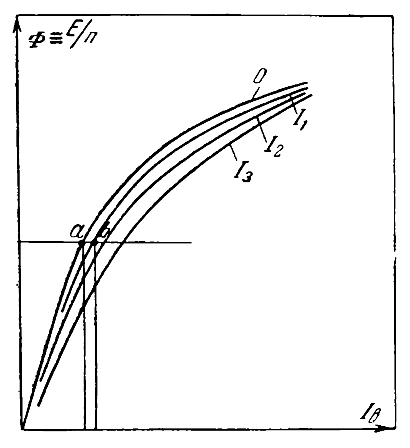
Однако изменение магнитного состояния машины при нагрузке обусловлено не только эффектом искажения поля, но и влиянием поля токов в короткозамкнутых секциях на основное поле машины.

Применительно к крупным машинам В. Т. Касьяновым [Л. 11] дана эмпирическая формула для н. с. этих токов

$$F_к = \frac{1}{6} b_к A, \qquad (2\text{-}117)$$

где $b_к$ — зона коммутации по окружности якоря, *см*;

A — линейная нагрузка, *а/см*.



Фиг. 2-38. Нагрузочные характеристики.

Очевидно, что величина н. с. $F_к$, создаваемой короткозамкнутыми секциями, будет зависеть в сильнейшей степени от величины остаточной реактивной э. д. с. в короткозамкнутой секции. В этой связи формулу Касьянова следует рассматривать, как дающую величину $F_к$ при отрегулированной коммутации (за счет тех некомпенсированных остатков реактивной э. д. с. Δe_R, о которых было сказано выше).

Основное размагничивающее влияние реакции якоря обусловлено, как известно, уменьшением индукции под одним краем полюса и увеличением ее под другим. Так как все современные машины исполняются насыщенными, то увеличение индукции получается меньше, чем ее падение под другим краем полюса, что приводит к уменьшению потока. Ясно, что уровень насыщения зубцов будет существенно влиять на величину размагничивания.

На фиг. 2-38 показаны нагрузочные характеристики машины, т. е. зависимость

$$\Phi \equiv \frac{E}{n} = f(I_в)$$

для разных токов в цепи якоря, I_1, I_2 и т. д.;

здесь $I_в$ — ток возбуждения, *а*;

E — э. д. с. якоря, *в*;

n — скорость вращения, об/мин.

При $I = 0$ эта кривая представляет собой характеристику холостого хода машины. Кривые $(E/n) = f(I_в)$ могут быть, как известно, легко получены из скоростных характеристик двигателя, из внешних характеристик генератора или сняты непосредственно.

Отрезок ab для данного тока нагрузки дает в масштабе ампервитков величину размагничивающего влияния реакции якоря $F'_{р.я}$. Целесообразно выразить эту размагничивающую силу в функции от полной н. с. якоря на полюс

$$F'_{р.я} = k_р F_{р.я}, \qquad (2\text{-}118)$$

где полная н. с. якоря на полюс

$$F_{р.я} = \frac{A\tau}{2};$$

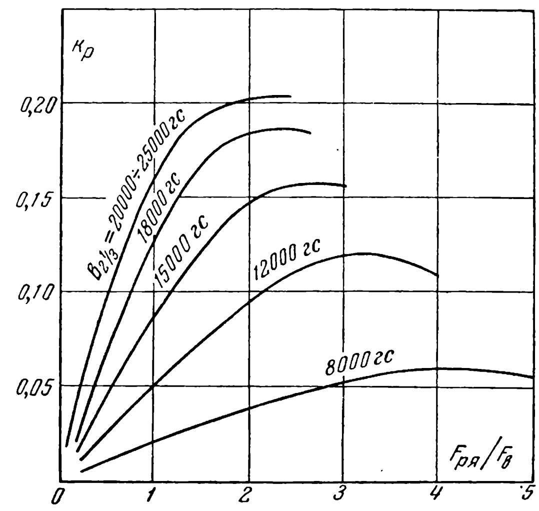
τ — полюсное деление, *см*.

Очевидно, что величина коэффициента $k_р$ зависит от соотношения н. с. якоря и главных полюсов, поскольку этим соотношением определяется степень искажения поля. Далее, коэффициент $k_р$ будет зависеть также от уровня насыщения зубцового слоя.

На фиг. 2-39 нанесены экспериментально полученные значения коэффициента размагничивания $k_р$ в функции от отношения $\frac{F_{р.я}}{F_в}$ для разных значений индукции в зубцах $B_{z^1/_3}$ ($F_в$ — н. с. катушки возбуждения).

Как видно из фиг. 2-39, размагничивающее действие реакции якоря возрастает с увеличением насыщения и достигает максимума при $B_{z^1/_3} = 20\,000-25\,000$ *гс*.

При номинальном режиме величины $F_{р.я}$ и $F_в$ обычно близки друг к другу и значение $k_р$ лежит в пределах 0,12—0,15.



Фиг. 2-39. Коэффициент размагничивания.

Большие значения $\frac{F_{р.я}}{F_в}$ соответствуют при $F_в = \text{const}$ и больших насыщениях перегрузочным режимам. При этих режимах в двигателе имеет место недокоммутация, намагничивающая, как известно, машину, т. е. отчасти компенсирующая реакцию якоря.

При малых насыщениях большие значения $\frac{F_{р.я}}{F_в}$ соответствуют большому ослаблению поля двигателя, при котором обычно имеет место некоторая небольшая перекоммутация, размагничивающая машину, т. е. действующая совместно с реакцией якоря.

Кривые фиг. 2-39 включают в себя указанный эффект от токов в короткозамкнутых секциях.

Оценить действие на главное поле токов в короткозамкнутых секциях можно также, применив формулу для тока короткого замыкания (2-71):

$$i_к = \frac{\Delta e_R}{R_щ + \beta r_c}.$$

Поскольку этот ток имеет место в γ короткозамкнутых секций с числом витков w, то н. с. его на полюс будет:

$$F_к = i_к \gamma w. \qquad (2\text{-}119)$$

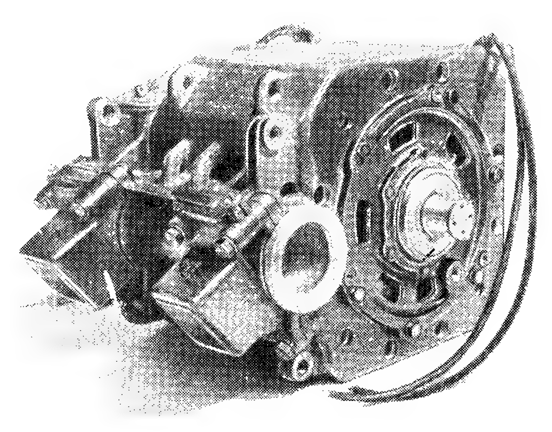
Написанная в таком виде формула для $F_к$ имеет общий характер и может применяться как для машин без добавочных полюсов, где $\Delta e_R = e_R$, так и для машин с добавочными полюсами, когда $\Delta e_R = e_R - e_к$ или $\Delta e_R = k_R e_R$.

ГЛАВА ТРЕТЬЯ

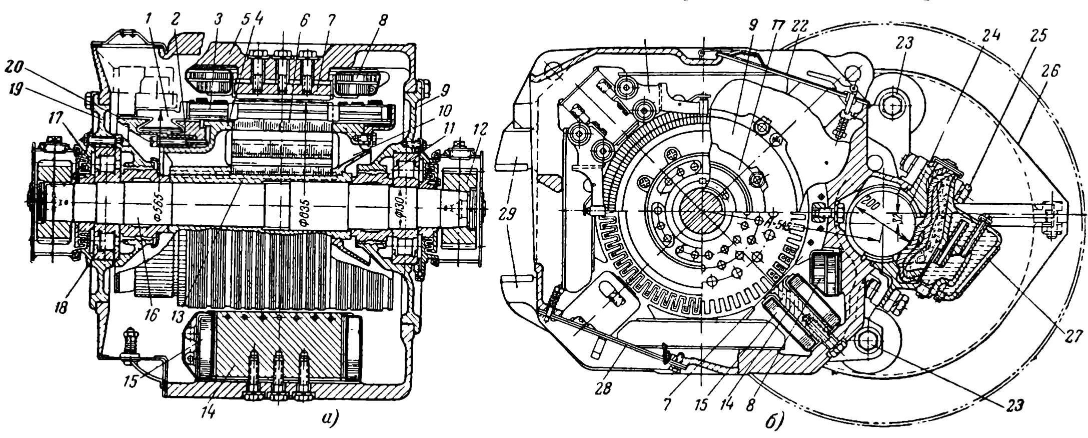
КОНСТРУКЦИЯ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ПОСТОЯННОГО ТОКА

3-1. ОБЩИЙ ОБЗОР КОНСТРУКЦИЙ

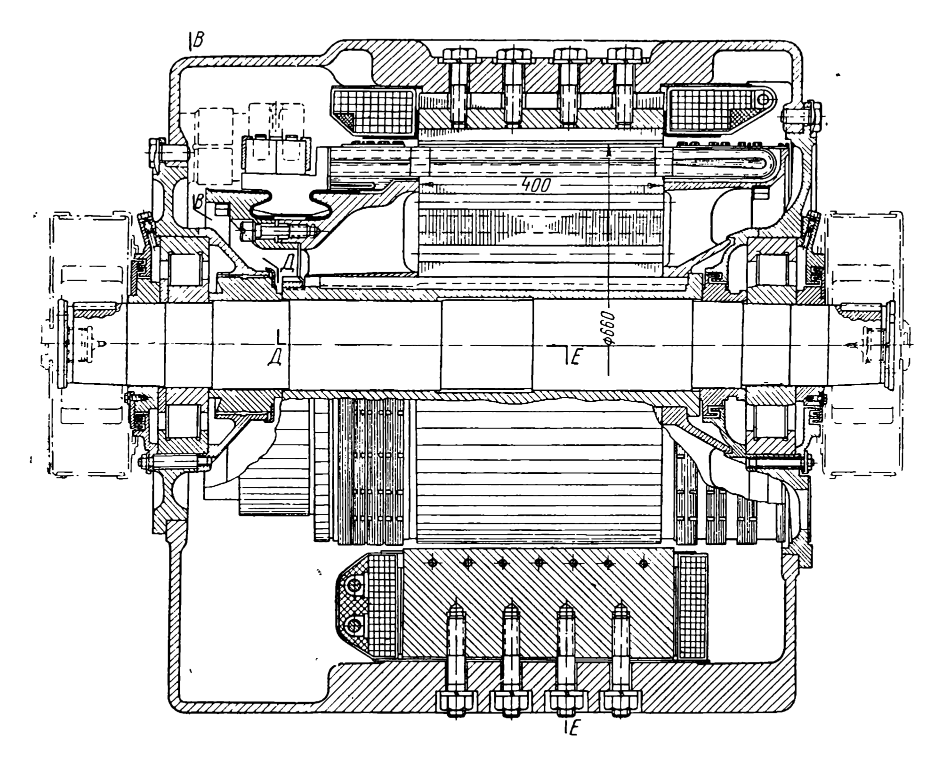
На фиг. 3-1 показан общий вид электровозного тягового двигателя типа ДПЭ-400 с осевой подвеской, а на фиг. 3-2 даны его продольный и поперечный разрезы. К станине двигателя *5* крепятся главные *7* и дополнительные *14* полюса с катушками *8* и *15*. Станина двигателя имеет люки с крышками *22* и *28* для осмотра коллектора и приливы (носики) *29* для подвески к раме тележки. На опорных поверхностях носиков приклепаны пластинки из цементированной стали. Две шапки моторно-осевых подшипников *27* крепятся болтами *25* к станине (по четыре болта на шапку). Шапки снабжены устройством для подачи смазки на вкладыши *24*. Для входа и выхода вентилирующего воздуха в станине и подшипниковых щитах сделаны отверстия. Кожух зубчатой передачи *26* крепится к двигателю на приливах *23*. Вал двигателя *16* со втулкой *13* несет на себе стальной пакет якоря *6*, имеющий вентиляционные каналы и пазы для обмотки *3*, заднюю нажимную шайбу (обмоткодержатель) *10*, переднюю нажимную шайбу (обмоткодержатель) *4*, коллектор *1* и подлабиринтовые втулки *11*. Пластины коллектора стянуты между втулкой *20* и нажимной шайбой *2*. Щеткодержатели *21* крепятся к

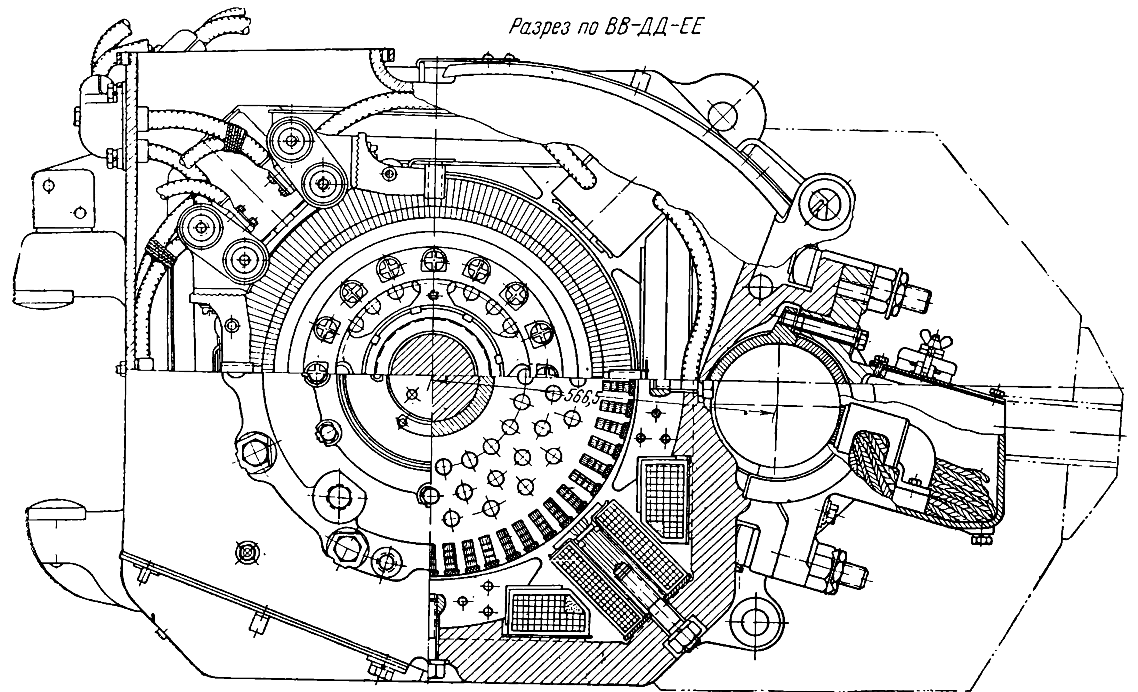


Фиг. 3-1. Тяговый двигатель типа ДПЭ-400 (общий вид).

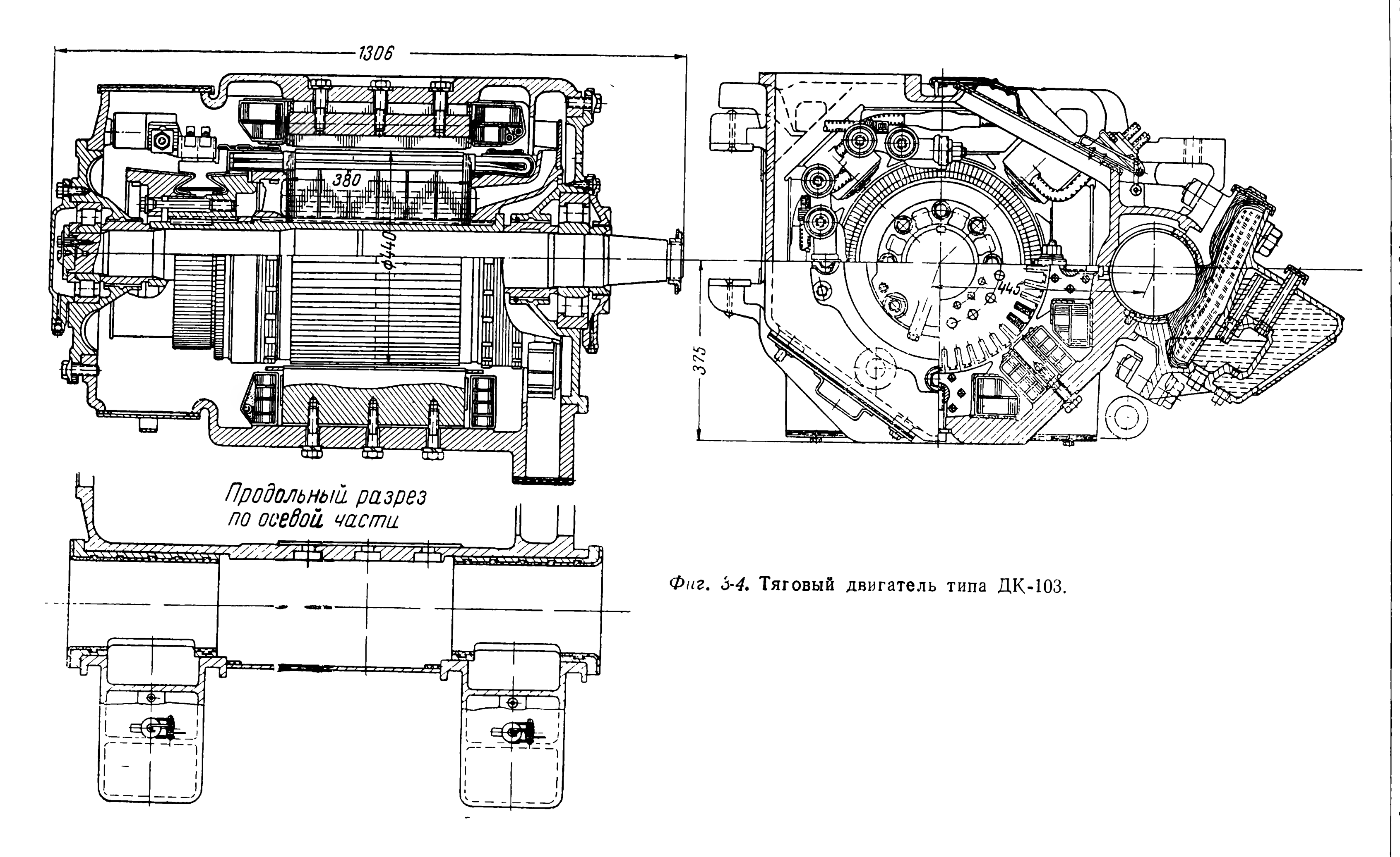


Фиг. 3-2. Тяговый двигатель типа ДПЭ-400.
а — продольный разрез; *б* — поперечный разрез.

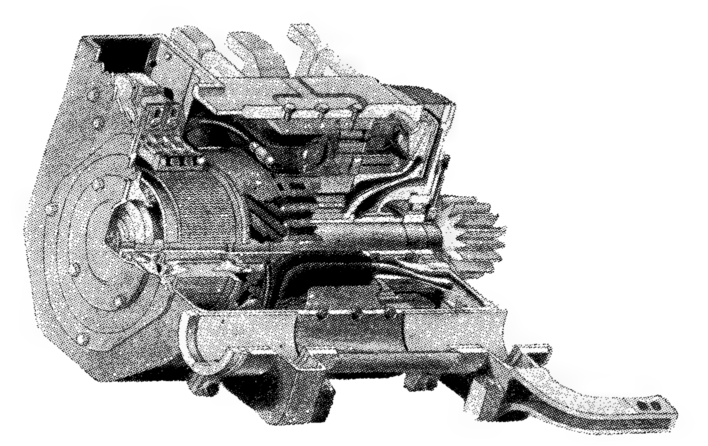




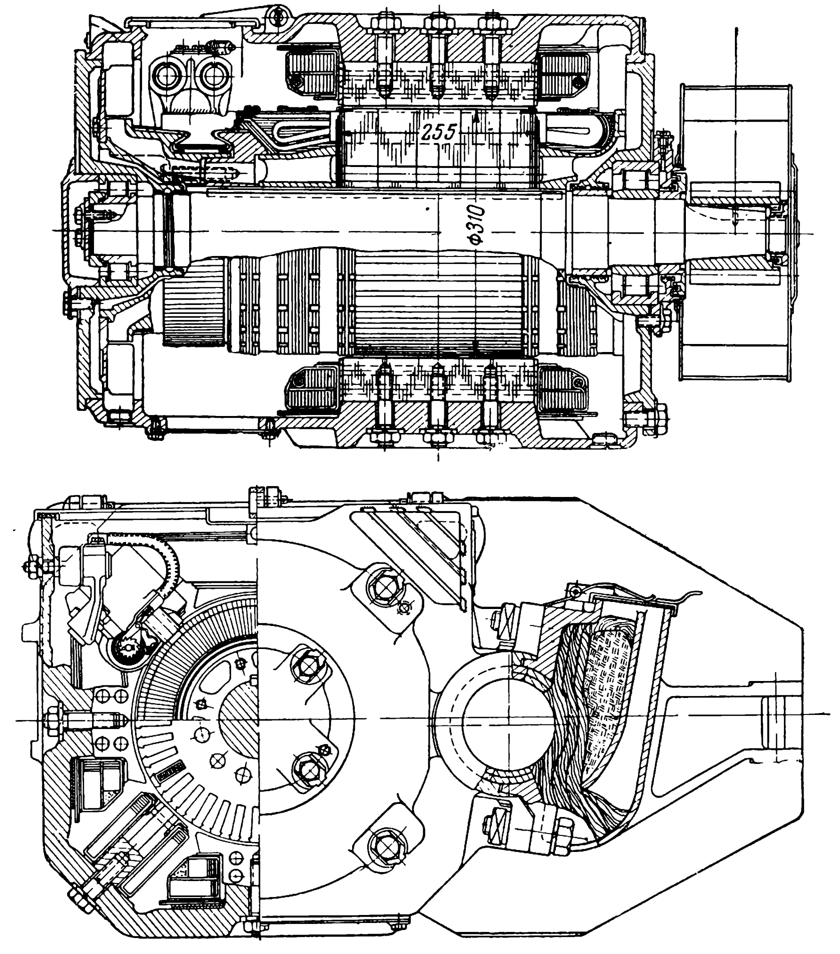
Фиг. 3-3. Тяговый двигатель типа НБ-406.



Фиг. 3-4. **Тяговый** двигатель типа ДК-103.



Фиг. 3-5. Тяговый двигатель типа ДПИ-150 (общий вид).



Фиг. 3-6. Тяговый двигатель трамвая типа ДТИ-60.

торцовой стенке станины. Подшипники *18* (в данном случае роликовые) крепятся в подшипниковых щитах *9* с крышками *17*. На концы вала двигателя насажены шестерни *12* (двигатель имеет двустороннюю передачу). Все болтовые крепления деталей двигателя предохранены от самоотвинчивания пружинными или лепестковыми шайбами.

Как видно из фиг. 3-1 и 3-2, станина двигателя имеет характерную восьмигранную форму, приближающуюся к квадратной. Такая форма характерна для четырехполюсных, хорошо использованных, тяговых двигателей с осевой подвеской. Очевидно, что при одинаковых вертикально-горизонтальных размерах, определяющих габарит, восьмигранник, близкий к квадрату, позволяет значительно лучше использовать место, чем равносторонний восьмигранник, а тем более круг.

На фиг. 3-3 представлены разрезы электровозного тягового двигателя типа НБ-406 с осевой подвеской.

На фиг. 3-4 даны разрезы моторвагонного двигателя типа ДК-103 с осевой подвеской, а на фиг. 3-5 — аксонометрический разрез аналогичного двигателя типа ДПИ-150. Обе эти машины самовентилированные, а потому на якоре, со стороны, противоположной коллектору, имеется центробежный вентилятор. На фиг. 3-5 виден также рог шапки моторно-осевого подшипника, к которому в старых конструкциях крепился кожух зубчатой передачи.

На фиг. 3-6 показан трамвайный двигатель типа ДТИ-60 с осевой подвеской.

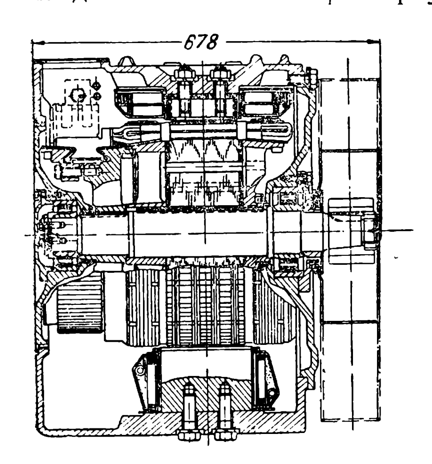
Фиг. 3-7 представляет разрезы закрытого двигателя промышленного электровоза типа ДК-802 с осевой подвеской.

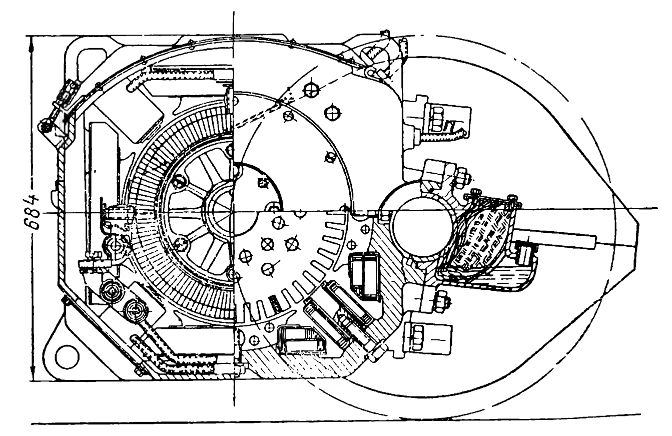
На фиг. 1-13 был дан разрез двигателя типа ДК-800 шахтного электровоза.

На фиг. 3-8 приведен разрез электродвигателя того же электровоза, но предназначенный для осевой подвески с двухступенчатым редуктором. В этом случае машина получается значительно легче ввиду большей скорости вращения.

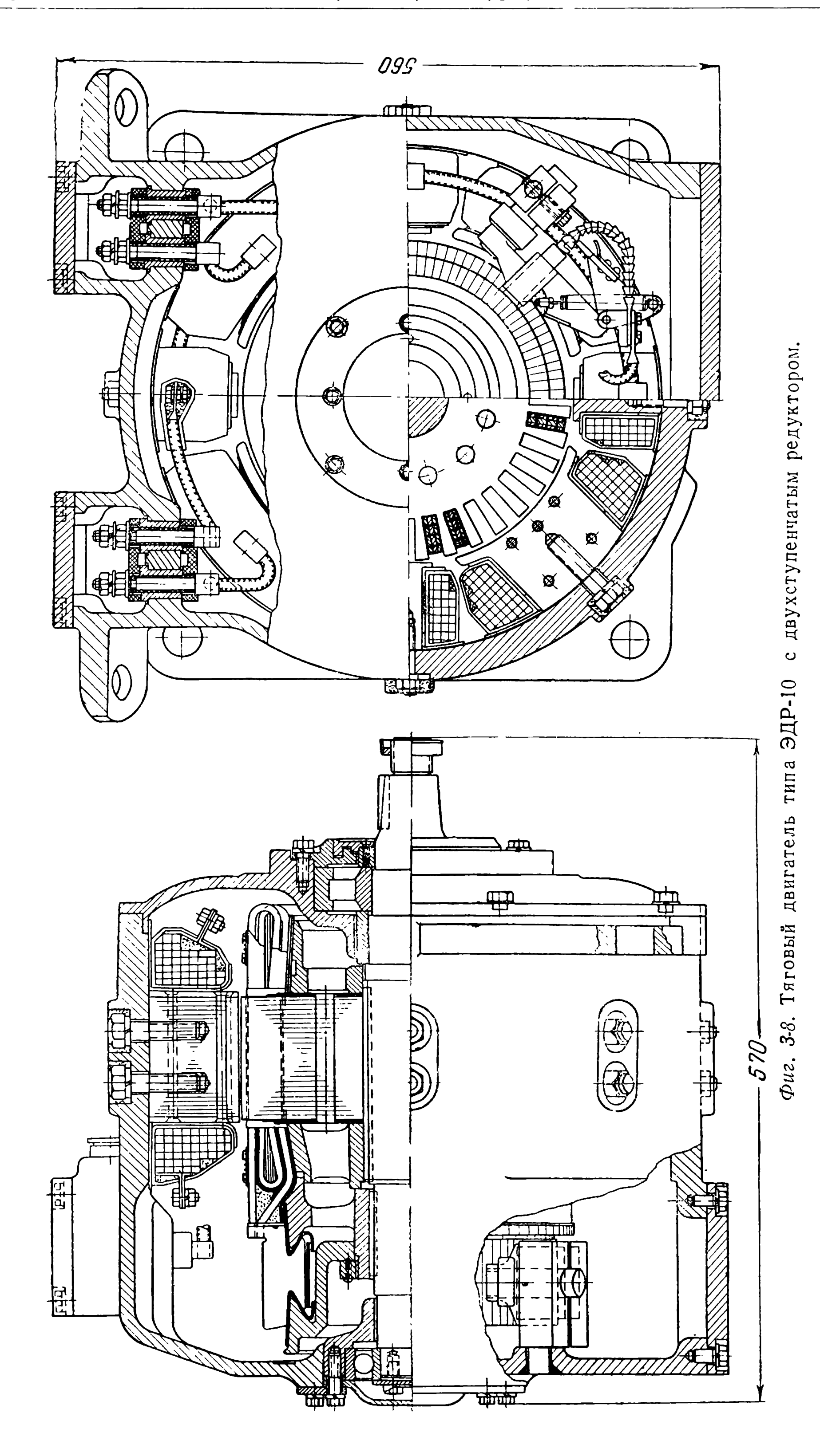
Следующую большую группу машин, имеющих несколько отличное конструктивное оформление, составляют тяговые двигатели с независимой подвеской и передачей через карданную муфту.

На фиг. 3-9—3-11 представлены трамвайные, троллейбусные и метрополитенные тяговые двигатели с независимой подвеской и передачей через карданную муфту. Все эти машины имеют круглые станины, хотя и выполнены четырехполюсными. Некоторый проигрыш в диаметральном габарите при этом возмещается технологическими преимуществами такой конструкции. Как уже упоминалось, машины городского транспорта всегда выполняются самовентилированными с забором воздуха из-под вагона. Поэтому все они снабжены специальными

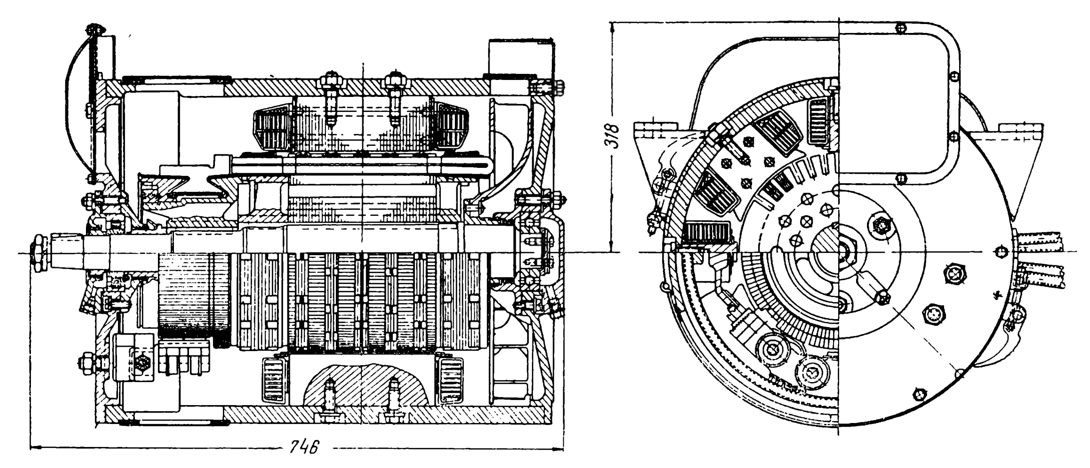




Фиг. 3-7. Тяговый двигатель типа ДК-802.

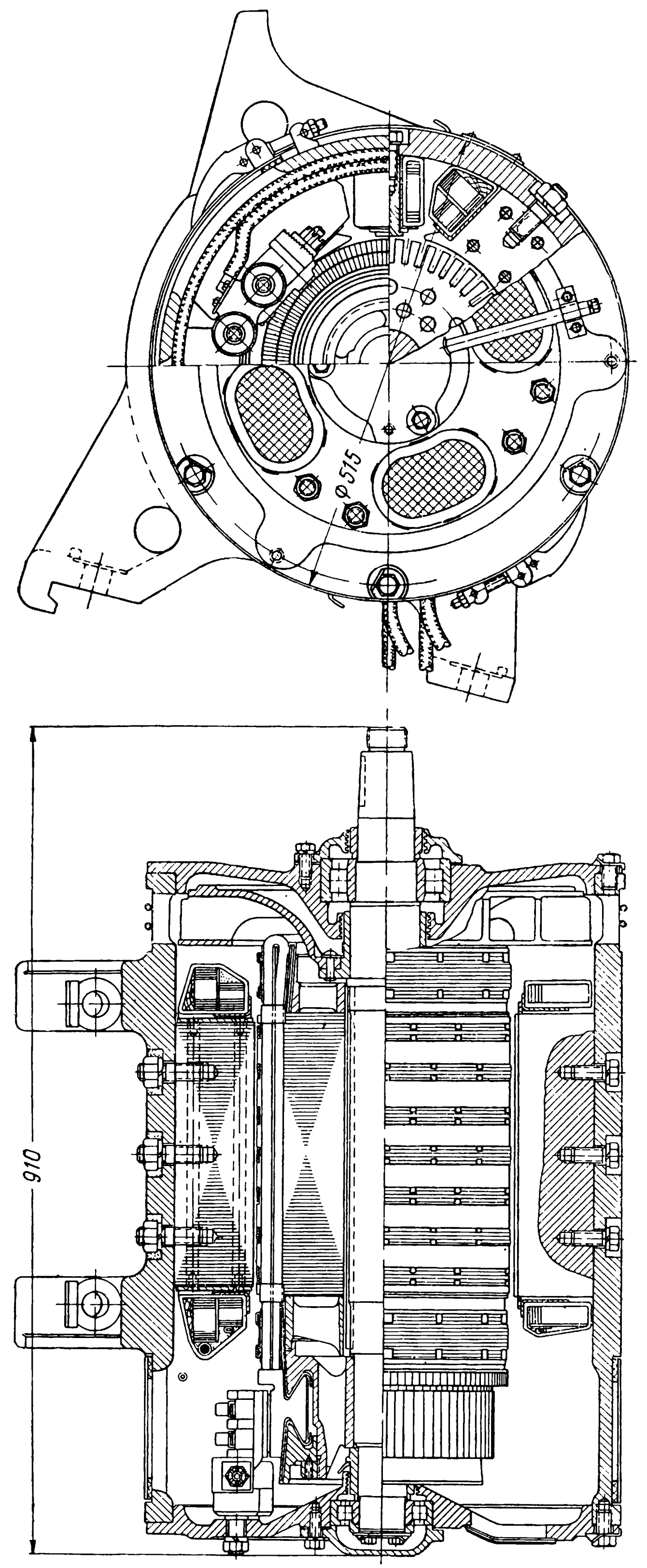


Фиг. 3-8. Тяговый двигатель типа ЭДР-10 с двухступенчатым редуктором.

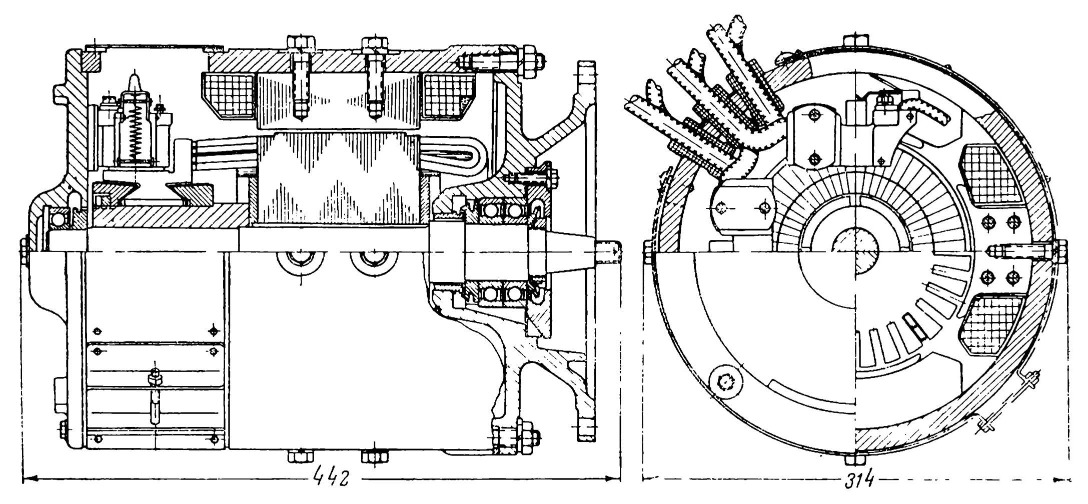


Фиг. 3-9. Двигатель типа ДК-255 с независимой подвеской.

Фиг. 3-10. Двигатель типа ДК-202.



Фиг. 3-11. Двигатель типа ДК-104 с независимой подвеской.



Фиг. 3-12. Двигатель типа ДК-908.

патрубками, видными на чертежах, назначение которых сводится к возможно лучшей защите машины от прямого попадания грязи и снега. Исключение (по понятным причинам) представляет двигатель метрополитена. Для крепления двигателей на тележках или раме вагонов станины их имеют специальные кронштейны.

Наконец, на фиг. 3-12 представлен небольшой закрытый тяговый двигатель автопогрузчика, получающий питание от аккумуляторной батареи. Машина соединяется с редуктором при помощи своего фланца и не имеет каких-либо других устройств для крепления.

Приведенными конструкциями не исчерпывается, конечно, все возможное многообразие конструктивных исполнений тяговых двигателей. В дальнейшем изложении будут приведены и другие конструкции, заслуживающие внимания, как советские, так и зарубежные.

3-2. СЕРДЕЧНИК ЯКОРЯ

Конструкция

Под сердечником якоря подразумевается группа механических деталей, собранная на валу, на которую в дальнейшем накладывается обмотка якоря и насаживается коллектор. Сердечник якоря включает в себя вал, втулку якоря (если она имеется), переднюю и заднюю нажимные шайбы (обмоткодержатели) и стальной пакет якоря (фиг. 1-9). В дальнейшем под передней стороной якоря условимся понимать сторону коллектора, под задней— сторону, противоположную коллектору.

В якорях с диаметром до 400 *мм* нажимные шайбы и стальной пакет якоря насаживаются обычно непосредственно на вал (фиг. 3-9).

В якорях большего диаметра указанные детали целесообразно насаживать не непосредственно на вал, а на так называемую втулку якоря *13* (фиг. 3-2). На эту же втулку насаживается коллектор. Такого рода конструкция представляет то эксплуатационное преимущество, что позволяет легкую выпрессовку вала из втулки в случае необходимости смены его из-за поломки и т. п. При отсутствии втулки якоря замена старого вала на новый также возможна, но при этом необходимо сначала закрепить стальной пакет якоря и коллектор специальными длинными стальными шпильками, проходящими сквозь вентиляционные отверстия в стальном пакете, нажимных шайбах и коллекторе. Поэтому при отсутствии втулки якоря следует всегда предусматривать возможность установки таких шпилек.

Втулка якоря является весьма трудоемкой в изготовлении деталью, так как внутренняя цилиндрическая поверхность ее, имеющая достаточно большую длину при относительно малом диаметре, должна быть обработана с высокой точностью для обеспечения

надежной посадки на вал. Поэтому втулку якоря следует применять только в случае действительной необходимости и целесообразности.

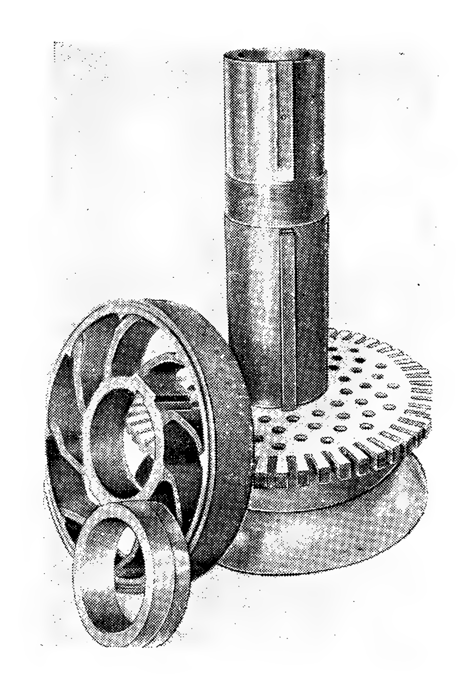
Задняя нажимная шайба упирается обычно в бортик вала.

Передняя нажимная шайба держится сама и запирает сталь якоря либо собственной посадкой (фиг. 3-2), либо закрепляется специальной кольцевой гайкой, навинчиваемой на втулку якоря (фиг. 3-4 и 3-13). Последняя конструкция применяется при наличии втулки якоря либо при недостаточной длине посадочной поверхности передней нажимной шайбы, либо для создания полной надежности закрепления стального пакета якоря в машинах с большими динамическими усилиями (осевая подвеска). Если втулка якоря отсутствует, ставить кольцевую гайку на вал не рекомендуется, так как это может вызвать значительное ослабление его прочности.

За последнее время многие конструкции якорей тяговых двигателей выполняются таким образом, что передняя нажимная шайба якоря (обмоткодержатель) и втулка коллектора делаются как одна деталь (фиг. 3-3). Этим достигается сокращение числа деталей якоря, устранение стыка между обмоткодержателем и втулкой коллектора и некоторые другие преимущества, но зато возрастает вес комплекта коллектора, что несколько усложняет технологию его изготовления. Повидимому, указанная конструкция, как более рациональная, является перспективной, особенно в больших машинах.

Посадку на вал (или втулку якоря) задней нажимной шайбы, стального пакета якоря, передней нажимной шайбы и коллектора следует делать на разных ступенях вала, отличающихся по диаметру друг от друга на 1—5 *мм*. Втулка якоря обычно тоже имеет две-три ступени посадки, что обеспечивает сохранение качества посадочной поверхности при напрессовке ее.

Для обеспечения определенного положения отдельных листов стального пакета якоря друг относительно друга, а также правильного положения коллектора и нажимных шайб относительно стального пакета все эти детали



Фиг. 3-13. Детали сердечника якоря.

фиксируются шпонками (фиг. 3-13).

Валы якорей тяговых двигателей небольшой мощности изготовляются обычно из катаной углеродистой конструкционной стали 45 ГОСТ 1050-52, а крупных электровозных, тепловозных и моторвагонных машин — из катаной легированной стали типа 20ХНЗА ГОСТ 4543-48. В обоих случаях заготовка проходит термообработку для получения повышенных механических свойств, но при сохранении достаточной вязкости материала:

а) валы из стали 45: предел прочности $\sigma_B \geqslant 70$ *кГ/мм²*, предел текучести $\sigma_T \geqslant 45$ *кГ/мм²*, относительное удлинение $i = 16\%$, относительное сужение сечения 40%, твердость $H_B = 247 - 207$;

б) валы из стали 20ХНЗА: предел прочности $\sigma_B \geqslant 70$ *кГ/мм²*, предел текучести $\sigma_T \geqslant 50$ *кГ/мм²*, относительное удлинение $i = 18\%$, относительное сужение сечения 50%, твердость $H_B = 241 - 207$ и ударная вязкость 8 *кГм/см²*.

При конструировании валов следует избегать резких переходов сечений, а радиусы переходов от одного сечения к другому делать возможно большими.

Это уменьшает величину концентрации напряжений в местах переходов.

Конечно, при односторонней передаче нет надобности делать конец вала со стороны, противоположной приводу, большого диаметра и потому в таких машинах размер его по конструктивным соображениям существенно уменьшается (фиг. 1-12).

При необходимости иметь на валу бортик для упора в него задней нажимной шайбы (фиг. 1-12) величина его должна быть сделана минимальной, а радиусы перехода с обеих сторон возможно большими.

Вал обрабатывается по посадочным поверхностям с чистотой 7 (радиусы переходов 6), а под посадку внутренних колец подшипников с чистотой 8.

Такой же класс чистоты должен быть обеспечен на конусных концах вала, на которые насаживаются шестерни или муфты. Конусность конца вала обычно берут 1 : 10.

Втулка якоря изготовляется из стального литья типа 25Л ГОСТ 977-53. При значительных диаметрах якоря и шестиполюсном исполнении может оказаться целесообразной сварная конструкция втулки с внутренним кольцом, ребрами и внешним кольцом или отдельными поверхностями под посадку стали якоря.

Посадка втулки на вал якоря бесшпоночная прессовая. Толщина втулки делается равной 15—20 *мм*.

В тяговом электромашиностроении в Советском Союзе для определения допусков при обработке и сопряжениях деталей принята система отверстия и в основном второй класс точности при обработке сопряженных деталей под посадки типа горячей (Гр), прессовой (Пр), легкопрессовой (Пл), тугой (Т) и т. д.

Однако соединение вала со втулкой в целях обеспечения достаточного запаса против проворачивания ее на валу делается часто таким образом, что вал обрабатывают по первому классу точности (Пр2_1), а внутреннюю расточку втулки — по второму (А), так как точность первого класса является здесь практически очень трудно выполнимой.

Передняя и задняя нажимные шайбы (обмоткодержатели) делаются также из стального литья типа 25Л ГОСТ 977-53, с прессовой посадкой (Пр) на вал или втулку якоря. Если посадочная поверхность задней нажимной шайбы невелика, в машинах с осевой подвеской иногда применяют горячую посадку (Гр). Толщина тумбы нажимной шайбы — около 20 *мм*, ребер, соединяющих тумбу с внешним кольцом, — того же порядка, иногда больше.

Листовая сталь якоря штампуется обычно из электротехнической стали Э12 ГОСТ 802-54 толщиной 0,5 *мм*. Эта сталь имеет удельные потери 2,8 *вт/кг* при индукции 10 000 *гс* и частоте 50 *гц*. Перспективным является применение сталей ДНП и С2Ю, имеющих удельные потери 2 *вт/кг* при магнитной проницаемости, как у стали Э12.

Листы стали после штамповки пазов, осевого отверстия и отверстий вентиляционных каналов двукратно лакируются (обычно бакелитовым лаком ГОСТ 901-46) с последующей запечкой. Двусторонняя толщина пленки получается при этом не свыше 0,03 *мм*, что обеспечивает коэффициент заполнения стали около 0,94.

Сборка пакета листовой стали на вал или втулку производится с допусками прессовой посадки (Пр). В процессе сборки стали пакет ее неоднократно подпрессовывается, а после установки полного комплекта листов прессуется с силой, обеспечивающей удельное давление (на чистую поверхность, за вычетом площади пазов, осевого отверстия и каналов) около 50 *кГ/см*². После этого на вал или втулку напрессовывается передняя нажимная шайба (обмоткодержатель).

При сборке стали якоря на вал фиксация ее по шпонке является недостаточной, и поэтому в пазы вставляется один-два направляющих стержня, имеющих по ширине размер паза в свету. Этот размер задается обычно на 0,2 *мм* меньше штамповочного размера и, таким образом, обеспечивается практическое отсутствие смещения листов стали якоря друг относительно друга. Применяющаяся в ряде случаев

дорновка пазов после сборки сердечника, хотя и обеспечивает гладкую поверхность паза, но может повести к возрастанию потерь в стали из-за замыкания отдельных листов между собой. Однако получение гладкой поверхности пазов является настолько важным с точки зрения диэлектрической прочности обмотки, что целесообразно бывает пойти на некоторое возрастание потерь в стали при операции дорновки.

С целью предотвращения возможности распушения стали якоря крайние листы делают обычно из листовой стали 2 (ГОСТ 3680-47) толщиной 1 или 1,5 *мм* (по четыре — шесть листов с каждой стороны) и располагают их ступеньками. Иногда производится склейка крайних листов.

Весьма полезно, хотя и трудоемко, производить фрезеровку краев пазов стали якоря для устранения острых углов.

Пакет стали якоря на длине около 15 *мм* от краев делается обычно с так называемым расширенным пазом для постановки дополнительной изоляции. В случае фрезеровки краев пазов расширенного паза не делают (в низковольтных машинах).

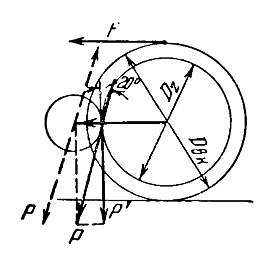
В случае закрепления обмотки на стали якоря при помощи бандажей часть листов штампуется с меньшим на 5—6 *мм* диаметром, образуя канавки для последующей укладки бандажей.

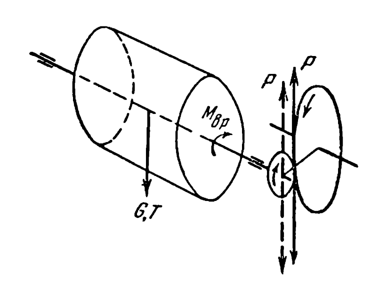
Силы, действующие на вал якоря

Для расчета требуемых размеров вала якоря и правильного выбора материала его необходимо прежде всего установить, какие силы действуют на вал.

На фиг. 3-14 показана схема сил, действующих на вал. Сила G — вес якоря (сердечник с обмоткой и коллектором). Сила T — одностороннее магнитное притяжение, вызванное начальным эксцентриситетом оси вала якоря и прогибом ее от сил, действующих на вал. Обе эти силы будем считать приложенными в середине стального пакета якоря. Вес якоря может быть определен вычислением весов отдельных деталей. Для предварительных расчетов он может быть положен равным 2-5-кратному весу стального пакета. Что касается силы T, то о ней будет сказано ниже.

Развиваемый двигателем вращающий момент $M_{вр}$ создает в случае наличия шестерни на конце вала двигателя давление на зуб большого зубчатого колеса. Реакция, равная этому давлению P, действует, очевидно, на





Фиг. 3-14. Схема сил, действующих на вал.

вал. Эта сила P направлена не перпендикулярно к централи, а под углом 20° к ней, в соответствии с величиной угла зацепления зубчатой передачи (угол 15° в настоящее время не применяется). Приложив к оси вала двигателя две равные и противоположно направленные силы P, получим пару сил, создающую реакцию вращающего момента $M_{вр}$, и силу P, приложенную к оси вала и изгибающую вал в худшем случае в том же направлении, что и силы G и T.

Очевидно, что вал должен быть рассчитан на наибольшую возможную силу P. Она может быть определена по силе тяги, соответствующей максимальному коэффициенту сцепления ведущих колес с рельсами (обычно $\psi_{макс} = 0{,}33$, а в некоторых случаях и выше). Обозначим эту силу тяги через

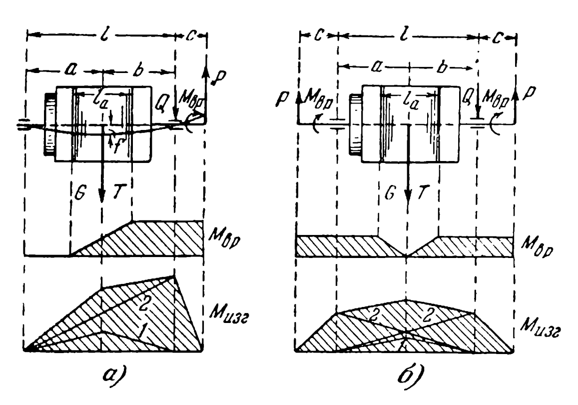
$$F_{\psi} = \psi \Pi,$$

где Π — давление на ось экипажа.

Из фиг. 3-14 найдем:

$$P = F_\psi \frac{D_{вк}}{D_z} \cdot \frac{1}{\cos 20° \eta_з k} \qquad (3\text{-}1)$$

или, так как $\cos 20° = 0,95$ (к. п. д. зубчатой передачи $\eta_з$ при максимальном моменте может быть принят равным около 0,95, если для него не указано другого значения), то



Фиг. 3-15. Эпюры моментов.

$$P = 1,05 F_\psi \frac{D_{вк}}{D_z} \cdot \frac{1}{\eta_з k}. \qquad (3\text{-}1')$$

Соответственно максимальный вращающий момент будет равен:

$$M_{вр} = \frac{1}{\eta_з} \frac{F_\psi D_{вк}}{2ik}, \qquad (3\text{-}2)$$

где i—передаточное число редуктора.

При $k = 1$ полученные формулы относятся к случаю односторонней зубчатой передачи (фиг. 3-15,*а*). При двусторонней передаче (фиг. 3-15,*б*) на каждый конец вала действует половина силы P и половина вращающего момента и потому $k = 2$.

Однако для обеспечения такого равномерного распределения усилий необходимо выполнять большое зубчатое колесо (или шестерню) пружинным или применять косозубчатую передачу, самоустанавливающуюся благодаря наличию осевых усилий и достаточных аксиальных зазоров в подшипниках. Следует отметить, что применение пружинных вставок в зубчатых колесах не гарантирует все же полную равномерность распределения усилий между обеими сторонами передачи, что следует учитывать при оценке напряжений в материале вала.

Двусторонняя передача существенно усложняет конструкцию привода экипажа, отнимает дополнительное место по длине двигателя, но в то же время создает более благоприятные условия работы вала, подшипников двигателя, передачи, моторно-осевых подшипников и т. п. Известны случаи выполнения очень крупных машин с односторонней передачей (например, двигатель электровоза мощностью 500 *квт*, фиг. 3-16).

При независимой подвеске двигателя и передаче вращающего момента через карданную муфту, гибкие диски или пластины на редуктор, имеющий собственные подшипники, можно считать, что на консоль вала сила P не действует, поскольку она воспринимается подшипниками редуктора. Пренебрегая незначительным обычно весом муфты, можно положить для этого случая $P = 0$, что существенно уменьшает напряжение в вале и его прогиб.

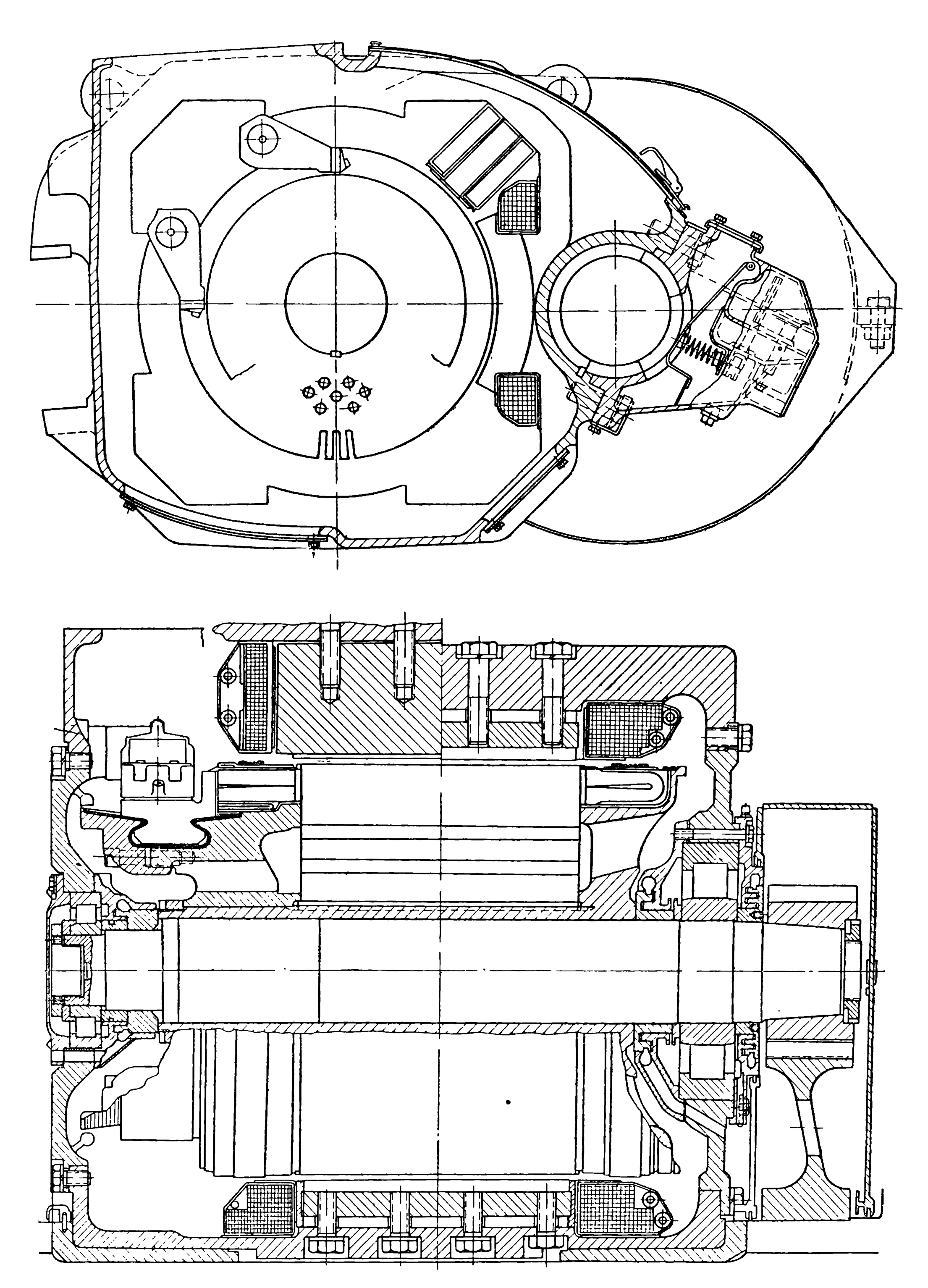
Следует указать, что для некоторых двигателей, особенно трамвайных и моторвагонных, определение силы P по сцеплению может дать практически нереальные цифры, так как она может соответствовать токам, находящимся далеко за пределами тока срабатывания защиты. Аналогичный случай может иметь место для двигателей безрельсового транспорта, для которых коэффициент сцепления ψ весьма велик.

Поэтому рекомендуется вести расчет на силу тяги по сцеплению F_ψ, если она не превосходит тройного усилия тяги часового режима $F_{час}$.

В противном случае расчет следует проводить для $3F_{час}$.

Одностороннее магнитное притяжение

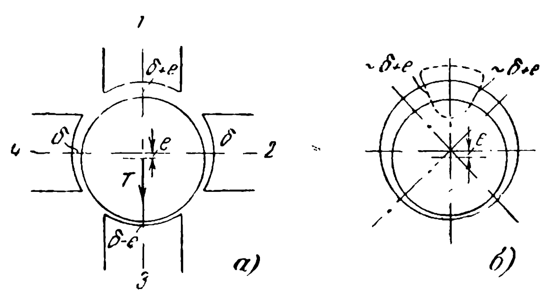
Вследствие неизбежных неточностей при изготовлении и сборке двигателей, а также вследствие прогиба вала под



Фиг. 3-16. Двигатель с односторонней передачей.

влиянием сил, действующих на него, образуется некоторый эксцентриситет e (фиг. 3-17).

Для четырехполюсной системы (фиг. 3-17,*а*) можно положить, что зазор под верхним полюсом увеличится на e, под нижним уменьшится на e, а под боковыми полюсами не изменится.



Фиг. 3-17. Эксцентричное положение якоря. *а* — для $2p=4$; *б* — для $2p=8$.

При этом индукция под полюсом *1* будет определяться зазором $\delta+\frac{e}{2}$ (так как поток замыкается через полюса *1—4* или *1—2*), а под полюсом *3* зазором $\delta-\frac{e}{2}$. Результирующая сила магнитного притяжения, направленная вниз, будет, очевидно,

$$T=(t_3-t_1)\frac{\pi D_a l_a \cdot \alpha}{4},$$

где, как известно,

$$t_3=\left(\frac{B_{\delta 3}}{5\,000}\right)^2 \text{ и } t_1=\left(\frac{B_{\delta 1}}{5\,000}\right)^2, \ [кГ/см^2]$$

где t_1 и t_3 — силы магнитного притяжения на площади 1 $см^2$;

$B_{\delta 1}$ и $B_{\delta 3}$ — индукции в воздушных зазорах под полюсами *1* и *3*;

D_a — диаметр якоря, *см*;

l_a — длина стали якоря, *см*;

α — коэффициент магнитного перекрытия полюса.

Преобразуя, найдем:

$$T=\frac{\pi D_a l_a \alpha}{4\cdot 5\,000^2}(B_{\delta 3}+B_{\delta 1})(B_{\delta 3}-B_{\delta 1}).$$

Но, как видно из фиг. 3-18, величина

$$B_{\delta 3}-B_{\delta 1}=0{,}8B_{\delta 1}\,ek_\delta \operatorname{tg}\beta,$$

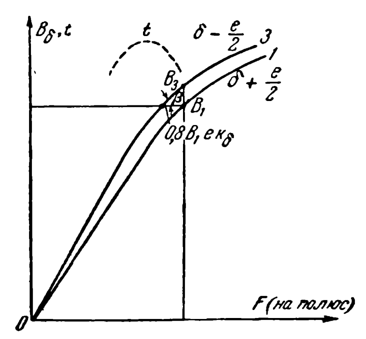
где k_δ — коэффициент воздушного зазора;

$$\operatorname{tg}\beta=\frac{dB_\delta}{dF}.$$

Положим, далее $B_{\delta 3}+B_{\delta 1}=2B_\delta$ и $B_{\delta 1}=B_\delta$, тогда

$$T=0{,}4\pi D_a l_a \alpha\left(\frac{B}{5\,000}\right)^2\frac{dB_\delta}{dF}ek_\delta \ [кГ]. \quad (3\text{-}3)$$

Введем понятие об удельной магнитной силе одностороннего притяже-



Фиг. 3-18. Магнитные характеристики.

ния при $e=1$ *см*. Эта условная сила будет, очевидно, равна:

$$t=0{,}4\pi D_a l_a \alpha\left(\frac{B_\delta}{5\,000}\right)^2\frac{dB_\delta}{dF}k_\delta \ [кГ/см]. \quad (3\text{-}4)$$

Как видно из (3-4) и из кривой фиг. 3-18, удельная магнитная сила имеет максимум при некотором значении B_δ. Анализ результатов подсчетов силы t для ряда машин [Л. 5] показывает, что максимум этот $t_м$ лежит близко к точке перегиба магнитной характеристики.

Обозначим через k'_s коэффициент насыщения для этой точки, а через B'_δ — индукцию в зазоре. Тогда

$$\frac{dB_\delta}{dF}=\frac{B'_\delta}{0{,}8B'_\delta k_\delta \delta k'_s}=\frac{1}{0{,}8k_\delta \delta k'_s}.$$

Подставив это значение $\frac{dB_\delta}{dF}$ в (3-4), найдем:

$$t_м=0{,}5\pi D_a l_a \alpha\left(\frac{B'_\delta}{5\,000}\right)^2\frac{1}{\delta k'_s}.$$

Для указанной точки магнитной характеристики с достаточной точностью можно положить $k'_s \approx k_\delta$ и написать:

$$t_м \approx 0{,}5\pi D_a l_a \alpha \left(\frac{B'_\delta}{5\,000}\right)^2 \frac{1}{k_\delta \delta}\ [кГ/см], \quad (3\text{-}5)$$

где $B'_\delta \approx 6\,000$ *гс*.

Для машин с числом полюсов $2p = 8$ и более магнитную цепь можно считать замыкающейся в пределах зазора $\delta + e$ или $\delta - e$ (фиг. 3-17, *б*). Тогда, как это следует из вывода, коэффициент в (3-5) для $t_м$ станет равным 1, а в (3-4) равным 0,8.

В среднем, учитывая, что $\alpha \approx 0{,}65$, может быть предложена следующая расчетная формула, пригодная практически для всех машин:

$$t_м = \frac{2{,}3 D_a l_a}{k_\delta \delta}\ [кГ/см]. \quad (3\text{-}6)$$

В машинах с относительно большим зазором, каковыми являются тяговые двигатели постоянного тока, величина удельной магнитной силы относительно невелика и расчет ее по (3-6) дает хорошие результаты. Но в асинхронных машинах, имеющих весьма малый зазор, она может достигнуть большой величины и в этом случае потребуется более точный расчет ее по (3-4) с учетом сказанного о многополюсных машинах.

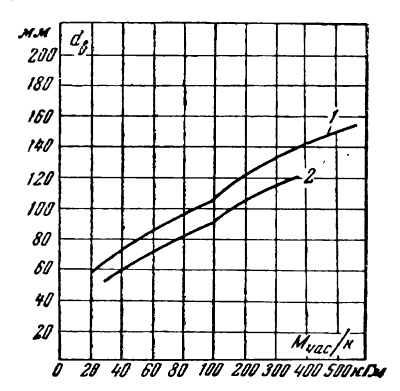
Расчет вала на прогиб

Приблизительная минимальная величина диаметра вала под стальным пакетом якоря показана на фиг. 3-19 в функции от момента часового режима, приходящегося на каждую сторону передачи $\frac{M_{час}}{к}$. Кривая *1* относится к двигателям с осевой подвеской, кривая *2* — к двигателям с независимой подвеской и передачей через муфту, когда отсутствует изгибающий момент на консоли вала.

Прогиб вала определяется силами, не зависящими от прогиба, и силой одностороннего магнитного притяжения, вызванной прогибом вала. Первая группа сил — это силы P и G (фиг. 3-15), а также сила одностороннего магнитного притяжения от начального эксцентриситета якоря e_0. Этот начальный эксцентриситет вызывается радиальным зазором в подшипниках и существующими допусками для обработок горловин, мест под посадку колец подшипников и т. п. По определению эта начальная сила одностороннего магнитного притяжения равна:

$$T_о = e_0 t_м, \quad (3\text{-}7)$$

где $e_0 \approx 0{,}02$ *см.*



Фиг. 3-19. Диаметр вала двигателя под пакетом стали якоря.

1 — для осевой подвески; *2* — для независимой подвески.

Сила, зависящая от прогиба, может быть выражена как

$$T_1 = f t_м, \quad (3\text{-}8)$$

где f — прогиб вала.

Далее, обозначим через φ_1 прогиб вала от единичной силы (1 *кГ*), приложенной в середине стального пакета якоря. Известно, что

$$\varphi_1 = \frac{3l^2 b - 4b^3}{48EI}\ [см/кГ], \quad (3\text{-}9)$$

где $E = 2{,}1 \cdot 10^6$ *кГ/см²*;

$$I = k' \frac{\pi}{64} d_в^4.$$

Коэффициент k' учитывает увеличение жесткости вала от насаженных на него деталей. Для валов со втулкой $k' = 1{,}4$, для валов без втулки $k' = 1{,}1$.

Прогиб вала от единичной силы, приложенной к консоли вала, назовем через φ_2. Также известно, что

$$\varphi_2 = \frac{l^2 c}{16EI}\ [см/кГ]. \quad (3\text{-}10)$$

Тогда [Л. 6] может быть написано следующее уравнение:

$$f=\varphi_1(G+T_0)+k\varphi_2 P+\varphi_1 f t_м,$$

откуда прогиб вала

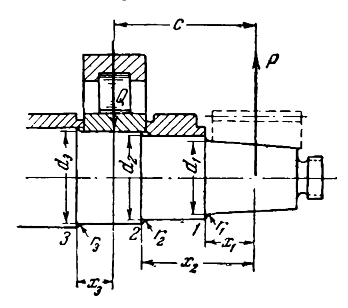
$$f=\frac{\varphi_1(G+T_0)+k\varphi_2 P}{1-\varphi_1 t_м}\ [см]. \quad (3\text{-}11)$$

Формула (3-11) дает, очевидно, одинаковые результаты как для односторонней ($k=1$), так и для двусторонней передачи ($k=2$). При передаче через муфту $P=0$.

Сумму величины прогиба f и начального эксцентриситета e_0 по отношению к величине воздушного зазора δ $\left(\text{т. е. } \frac{f+e_0}{\delta}\right)$ рекомендуется иметь не свыше 0,25 для машин с зазором 1,5 *мм* и более и 0,5 для асинхронных машин с зазорами меньше 1 *мм*.

Расчет вала на прочность

Из рассмотрения эпюр моментов фиг. 3-15 видно, что наибольших напряжений следует ожидать в сечениях вала, близких к заднему подшипнику. В случае двусторонней передачи максимальные напряжения также будут иметь место в этом районе, так как возрастание изгибающих моментов к середине вала незначительно, а диаметр вала под стальным пакетом обычно значительно больше, чем под подшипниками.



Фиг. 3-20. Расчетная схема вала.

Поэтому расчетная схема вала может быть принята указанной на фиг. 3-20, а расчет вала на прочность целесообразно проводить для трех сечений: у начала конуса вала, перед подшипником и за подшипником. Очевидно, что изгибающий момент в сечениях *1* и *2* определяется только силой P, а в сечении *3* — также реакцией подшипника.

Последняя по схеме фиг. 3-15 может быть получена из уравнения моментов относительно переднего подшипника. Для односторонней передачи

$$(G+T)a+Ql-P(l+c)=0,$$

откуда

$$Q=P\frac{l+c}{l}-(G+T)\frac{a}{l}. \quad (3\text{-}12)$$

Для двусторонней передачи

$$(G+T)a+Ql-P(l+c)+Pc=0,$$

откуда

$$Q=P-(G+T)\frac{a}{l}. \quad (3\text{-}12')$$

В формулах (3-12) и (3-12′) под величиной T понимается полная магнитная сила одностороннего магнитного притяжения:

$$T=T_0+T_1=t_м(e_0+f). \quad (3\text{-}13)$$

Как видно из фиг. 3-15, вращающий момент $M_{вр}$ во всех сечениях является одним и тем же и определяется формулой (3-2). Изгибающий момент равен (фиг. 3-20) для сечения *1*

$$M_{изг1}=Px_1$$

(под x_1 понимается расстояние от начала конуса вала до середины шестерни);

для сечения *2*

$$M_{изг2}=Px_2;$$

для сечения *3*

$$M_{изг3}=P(c+x_3)-Qx_3.$$

Укажем здесь, что для предварительных расчетов достаточно точно можно найти $M_{изг3}$ как

$$M_{изг3}=Pc.$$

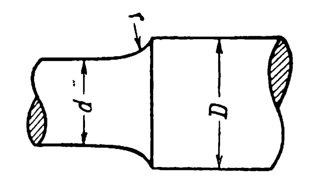
Статическое напряжение в каждом сечении равно:

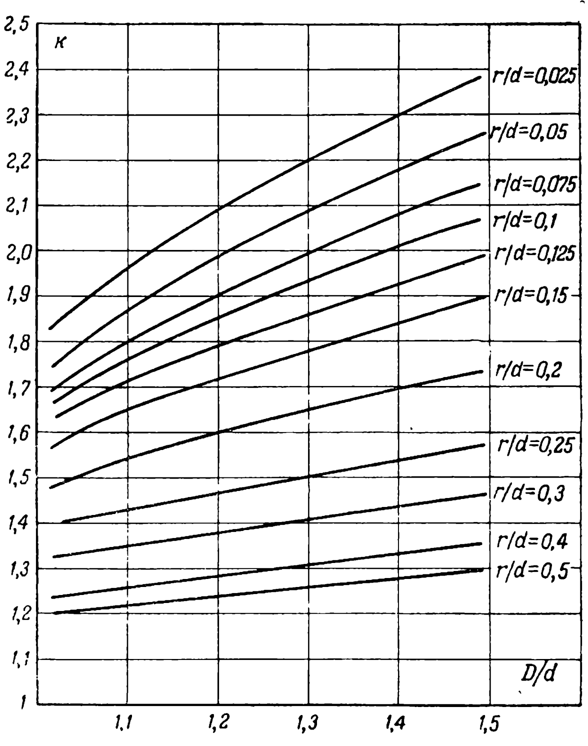
$$\sigma_{ст}=\frac{\sqrt{M_{вр}^2+M_{изг}^2}}{W}, \quad (3\text{-}14)$$

где W — момент сопротивления соответствующего сечения вала:

$$W=\frac{\pi d^3}{32}\approx 0{,}1d^3. \quad (3\text{-}15)$$

Расчетное напряжение получается больше статического, так как, во-первых, должен быть учтен коэффициент увеличения напряжений от концентрации их в местах перехода сечений вала $K_д$ и, во-вторых, динамический коэффициент, учитывающий ударные эффекты от неровностей пути и т. п. ($k_д$).





Фиг. 3-21. Коэффициент концентрации напряжений.

Коэффициент концентрации напряжений берется по фиг. 3-21 и обычно равен около 1,8. Динамический коэффициент для осевой подвески принимается равным:

$$k_д = 1 + 0{,}1 \frac{n}{60} \pi d_z \cdot 10^{-3}, \quad (3\text{-}16)$$

где n — скорость вращения двигателя при максимальном моменте, об/мин;

d_z — диаметр делительной окружности шестерни, *мм*.

Для независимой подвески можно принять $k_д \approx 1{,}4$.

Результирующее расчетное напряжение в сечении вала

$$\sigma = \sigma_{ст} \frac{1 + k_к}{2} k_д. \quad (3\text{-}17)$$

Величина этого напряжения должна быть меньше предела выносливости материала σ_{-1} не менее, чем с запасом 1,5.

Для углеродистой стали 45 с термообработкой $\sigma_{-1} = 28$ *кГ/см²*, для легированной типа 20ХН3А $\sigma_{-1} = 33$ *кГ/см²*. Поэтому допускаемое напряжение составляет:

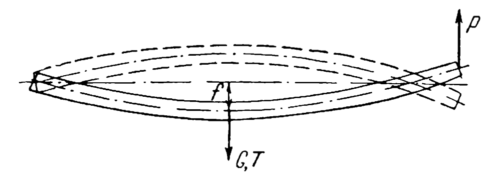
$\sigma \leqslant 18{,}5$ *кГ/мм²* для стали 45;

$\sigma \leqslant 22$ *кГ/мм²* для стали 20ХН3А.

В случае двусторонней передачи, учитывая сказанное выше о возможности неодинаковой нагрузки обоих концов вала при пружинных зубчатых колесах, рекомендуется допускать σ на 15—20% ниже.

Расчет вала на критическую скорость вращения

Под действием сил P, G и $T = T_0 + T_1$ вал, как это было выяснено выше, получает прогиб f. Рассмотрим вал в момент времени, изображенный на фиг. 3-22. Предположим, что вал, сохраняя полученный изгиб, повернется на 180°. Тогда он займет положение, показанное пунктиром. Но так как силы P, G и T_0 не изменили своего направления, то вал должен в этом по-



Фиг. 3-22. Колебания вала.

вернутом на 180° положении снова получить исходную конфигурацию и т. д.

Отсюда следует, что при вращении вал колеблется, как струна, имея прогиб f, определяемый указанными силами. Вообще говоря, кроме этих сил P, G и T, на вал при вращении дей-

ствует еще центробежная сила дебаланса якоря C, направленная все время в сторону прогиба. Однако величина этой силы значительно меньше указанных и может не приниматься в расчет по соображениям, указанным ниже.

Якори тяговых двигателей, имеющих номинальную скорость вращения свыше 700—1 000 об/мин, всегда подвергаются на специальных станках динамической балансировке для устранения несбалансированности центра тяжести якоря как в поперечном, так и в продольном направлениях. С этой целью дебаланс определяется отдельно для обеих сторон якоря и балансировочные грузы размещаются как со стороны коллектора, так и с противоположной стороны. Практически достижимая точность такой динамической балансировки составляет около 0,1 *кГсм*, т. е.

$$Gr \leqslant 0{,}1 \ [кГсм],$$

где G — вес якоря, *кГ*;
r — радиус смещения центра тяжести его, *см*.

Отсюда

$$r = \frac{0{,}1}{G}.$$

Центробежная сила от дебаланса якоря составляет:

$$C = m\omega^2 r = \frac{G}{981}\left(\frac{n}{60}2\pi\right)^2 \frac{0{,}1}{G} = 1{,}2\left(\frac{n}{1\,000}\right)^2 \ [кГ]. \quad (3\text{-}18)$$

Даже при $n = 3\,000$ об/мин величина C не превосходит 11 *кГ*, что, конечно, во много раз меньше веса якоря любого тягового двигателя, не говоря уже о других силах. Отсюда следует также еще тот вывод, что при малых скоростях вращения нет особой надобности в динамической балансировке, поскольку величина центробежной силы (ц. б. с.) дебаланса C получается при этом незначительной даже при большом дебалансе.

Возвращаясь к колебанию вала при вращении, напишем известную формулу для собственного периода колебания струны:

$$t = 2\pi\sqrt{\frac{f}{g}}, \quad (3\text{-}19)$$

где $g = 981$ *см/сек²* — ускорение земной силы тяжести.

Так как, с другой стороны, вынужденный период колебания вала составляет время, потребное для оборота его на 360°, то

$$t = \frac{60}{n}. \quad (3\text{-}20)$$

Приравнивая эти уравнения, можно найти скорость вращения, при которой период собственных колебаний совпадает с периодом вынужденных:

$$2\pi\sqrt{\frac{f}{g}} = \frac{60}{n}.$$

Отсюда так называемая критическая скорость вращения

$$n_к = \frac{300}{\sqrt{f}} \ [об/мин]. \quad (3\text{-}21)$$

Для двигателей с независимой подвеской, когда сила $P = 0$, прогиб вала f не зависит от режима работы машины и определяется по (3-11), если в ней положить $P = 0$:

$$f = \frac{\varphi_1 (G + T_0)}{1 - \varphi_1 t_м}. \quad (3\text{-}22)$$

Для двигателей с осевой подвеской каждому режиму, т. е. каждой силе P, соответствует, вообще говоря, свой прогиб f и свое значение критической скорости вращения $n_к$. Однако практически оказывается, что величина критической скорости вращения подходит наиболее близко к фактической скорости вращения при малых нагрузках и высоких скоростях, когда величиной силы P можно пренебречь. Поэтому прогиб f и в этом случае может быть определен по (3-22).

Исходя из цифры запаса 1,25 и учитывая, что испытательная скорость вращения тяговых двигателей составляет 120% максимальной скорости вращения их $n_{макс}$, найдем:

$$n_к \geqslant 1{,}5 n_{макс}.$$

Только в случаях работы двигателя в режимах тормозного генератора на высоких скоростях бывает целесообразно проверить $n_к$ для этого режима, подсчитав прогиб по исходной формуле (3-11).

Расчет посадок втулки якоря, нажимных шайб якоря и других деталей

Из теории толстостенных цилиндров известно, что удельное давление между стальным валом и насаженной на него втулкой из того же материала составляет:

$$p = \frac{\alpha^2 - 1}{2\alpha^2} E\delta \ [кГ/см^2], \qquad (3\text{-}23)$$

где $E = 2{,}1 \cdot 10^6$ *кГ/см²*;

$$\alpha = \frac{D}{d} \ (\text{фиг. 3-23}),$$

а относительный натяг равен:

$$\delta = \frac{\Delta}{d}, \qquad (3\text{-}24)$$

где Δ — абсолютный натяг, определяемый принятым типом посадки.

Напряжение в материале втулки составляет:

$$\sigma = \frac{\alpha^2 + 1}{2\alpha^2} E\delta \ [кГ/см^2] \qquad (3\text{-}25)$$

и не должно превышать цифры порядка 2 000 *кГ/см²* (предел текучести стального литья 2 400 *кГ/см²*).

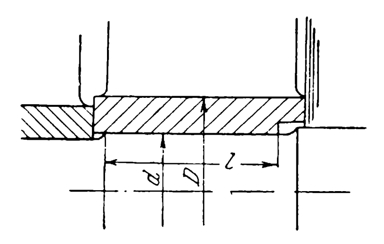
Напряжение в материале втулки следует определять, конечно, для максимальной величины δ, соответствующей верхнему отклонению размера диаметра вала и нижнему отклонению отверстия размера втулки, нажимной шайбы и т. п.

Сила, необходимая для запрессовки втулки (нажимной шайбы), составляет:

$$P = k_p f p \pi d l \ [кГ], \qquad (3\text{-}26)$$

где l — длина посадки (фиг. 3-27), *см*;
d — диаметр посадки, *см*;
f — коэффициент трения при запрессовке ($f = 0{,}15$);
k_p — коэффициент, учитывающий увеличение потребной силы запрессовки от наличия ребер в нажимных шайбах или втулке коллектора ($k_p = 1{,}5$). Для втулки якоря, представляющей собой полый цилиндр (фиг. 3-2), этот коэффициент равен 1.

Эта сила запрессовки должна быть подсчитана как для максимального, так и для минимального значения δ и p, поскольку по ней контролируется операция напрессовки деталей. Так как через втулку якоря передается вращающий момент двигателя и она имеет бесшпоночную посадку, необходимо проверить эту посадку на отсутствие возможности проворачивания (сдвига) при максимальном моменте двигателя. Для этого надо, чтобы минимальный момент проворачивания втулки, определенный для минимального значения силы запрессовки $P_{мин}$, был больше максимального момента двигателя



Фиг. 3-23. К расчету посадок.

$$M_{пров} > M_{вр.\,макс}$$

с запасом не менее трехкратного.

Момент проворачивания

$$M_{пров} = P_{мин} \frac{d}{2} \cdot \frac{f'}{f}, \qquad (3\text{-}27)$$

где f' — коэффициент трения при сдвиге ($f' = 0{,}2$).

Для передней нажимной шайбы якоря следует всегда проверить, достаточна ли минимальная сила запрессовки ее для противодействия силе отдачи стального пакета якоря.

Сила отдачи стального пакета якоря может быть принята равной;

$$N = 15S \ [кГ], \qquad (3\text{-}28)$$

где S — „чистая“ площадь листа стали якоря (за вычетом площади пазов, вентиляционных каналов и осевого отверстия), *см²*.

Необходимо, чтобы $P_{мин} \frac{f'}{f} > N$ с запасом порядка 1,2.

***Пример 3-1.* Расчет вала и посадок втулки якоря и передней нажимной шайбы**

Двигатель мотор-вагонов ДК-103 (фиг. 3-4), передача односторонняя

$$F_{час} = 1\,250 \ кГ, \ П = 19 \ T;$$

$$F_{ф} = 0{,}33 \cdot 19\,000 = 6\,200 \ кГ.$$

Расчет ведется по $3F_{час} = 3\,800$ *кГ*.

Вал:

$$P = 1{,}05 \cdot 3\,800\ \frac{105}{70} \cdot \frac{1}{0{,}95 \cdot 1} = 6\,300\ кГ;$$

$$M_{вр} = \frac{1}{0{,}95} \cdot \frac{3\,800 \cdot 105}{2 \cdot 3{,}69 \cdot 1} = 57\,000\ кГ\,см;$$

$$t_м = \frac{2{,}3 \cdot 44 \cdot 38}{1{,}19 \cdot 0{,}5} = 6\,450\ кГ/см;$$

$$T_0 = 0{,}2 \cdot 6\,450 = 130\ кГ;$$

$$\varphi_1 = \frac{3 \cdot 100^2 \cdot 40 - 4 \cdot 40^3}{48 \cdot 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 1\,200} = 8 \cdot 10^{-6}\ см/кГ;$$

$$\varphi_2 = \frac{100^2 \cdot 14{,}3}{16 \cdot 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 1\,200} = 3{,}5 \cdot 10^{-6}\ см/кГ;$$

$$f = \frac{8 \cdot 10^{-6}(680 + 130) + 3{,}5 \cdot 10^{-6} \cdot 6\,300}{1 - 8 \cdot 10^{-6} \cdot 6\,450} = 0{,}03\ см;$$

$$T = 6\,450\,(0{,}03 + 0{,}02) = 320\ кГ;$$

$$\frac{f + e_0}{} = \frac{0{,}03 + 0{,}02}{0{,}5} = 0{,}1.$$

Изгибающие моменты в сечениях *1*, *2* и *3* (фиг. 3-24), имеющих $d_1 = 10$ *см*, $d_2 = 10{,}5$ *см* и $d_3 = 11$ *см*:

$$M_{изг1} = 6\,300 \cdot 6 = 38\,000\ кГ\,см;$$

$$M_{изг2} = 6\,300 \cdot 10{,}1 = 63\,000\ кГ\,см;$$

$$M_{изг3} = 6\,300\,(14{,}3 + 3{,}2) - 6\,500 \cdot 3{,}2 = 90\,000\ кГ\,см;$$

$$\sigma_{ст1} = \frac{\sqrt{57\,000^2 + 38\,000^2}}{100} = 700\ кГ/см^2;$$

$$\sigma_{ст2} = \frac{\sqrt{57\,000^2 + 63\,000^2}}{115} = 750\ кГ/см^2;$$

$$\sigma_{ст3} = \frac{\sqrt{57\,000^2 + 90\,000^2}}{133} = 850\ кГ/см^2;$$

$$k_д = 1 + 0{,}1\ \frac{740}{60}\ \pi \cdot 190 \cdot 10^{-3} = 1{,}74.$$

Максимальная величина напряжения

$$\sigma_3 = 850 \cdot 1{,}74\ \frac{1 + 1{,}84}{2} = 2\,050\ кГ/см^2.$$

Критическая скорость вращения

$$f = \frac{8 \cdot 10^{-6}\,(680 + 130)}{1 - 8 \cdot 10^{-6} \cdot 6\,450} = 0{,}007\ см;$$

$$n_к = \frac{300}{0{,}007} = 3\,500\ об/мин.$$

Втулка якоря

Посадка $Пр2_1$

$$\delta_{макс} = \frac{0{,}094}{110} = 850 \cdot 10^{-6};$$

$$\delta_{мин} = \frac{0{,}058}{110} = 520 \cdot 10^{-6};$$

$$p_{макс} = \frac{1{,}3^2 - 1}{2 \cdot 1{,}3^2}\ 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 850 \cdot 10^{-6} = 370\ кГ/см^2;$$

$$p_{мин} = 225\ кГ/см^2;$$

$$\sigma = \frac{1{,}3^2 + 1}{2 \cdot 1{,}3^2}\ 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 850 \cdot 10^{-6} = 1\,430\ кГ/см^2;$$

$$P_{мин} = 0{,}15 \cdot 225 \cdot \pi \cdot 11 \cdot 50 = 58\,000\ кГ;$$

$$M_{пров} = 58\,000 \cdot \frac{11}{2} \cdot \frac{0{,}2}{0{,}15} = 425\,000\ кГ\,см.$$

Передняя нажимная шайба

Посадка Пр

$$\delta_{мин} = \frac{0{,}040}{145} = 275 \cdot 10^{-6};$$

$$p_{мин} = \frac{1{,}24^2 - 1}{2 \cdot 1{,}24^2} \cdot 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 275 \cdot 10^{-6} = 105\ кГ/см^2;$$

$$P_{мин} = 1{,}5 \cdot 0{,}15 \cdot 105 \cdot 14{,}5 \cdot 6{,}5 = 7\,000\ кГ;$$

$$N = 15 \cdot 1\,000 = 15\,000\ кГ.$$

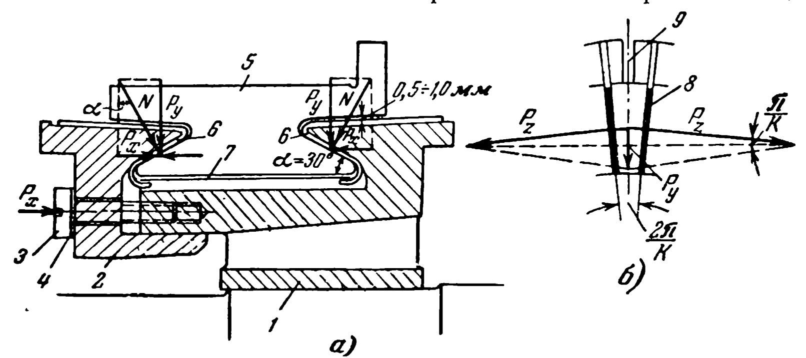
$$P_{мин}\frac{f'}{f} = 7\,000\ \frac{0{,}2}{0{,}15} = 9\,350\ кГ.$$

Необходимо закрепить шайбу гайкой.

3-3. КОЛЛЕКТОР

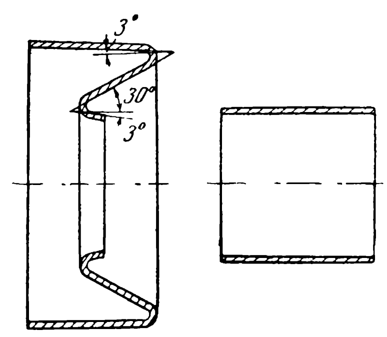
Конструкция

В тяговых двигателях применяются практически только коллекторы арочного типа, принцип конструкции которых показан на фиг. 3-24. Клиновидные



Фиг. 3-24. Принципиальная конструкция коллектора.
а — продольный разрез; *б* — поперечный разрез.

медные коллекторные пластины *5*, изолированные друг от друга миканитовыми прокладками *8* и собранные в круг, зажимаются между втулкой коллектора *1* и нажимной шайбой *2*, стянутых болтами *3*, с подложенными под головки их уплотнительными медными шайбами *4*, создающими некоторый законтривающий эффект (часто такое стягивание упомянутых деталей делается кольцевой гайкой). Для изоляции коллекторных пластин от втулки и нажимной шайбы коллектора между ними помещаются миканитовые манжеты *6* и цилиндр *7* (фиг. 3-25). Петушок пластины имеет шлиц *9*, в который закладываются концы обмотки.



Фиг. 3-25. Миканитовые манжета и цилиндр.

Передача давления на кольцо медных коллекторных пластин производится только по окружности ласточкиного хвоста пластин, так как между выступающими частями пластин и миканитовыми манжетами делается зазор 0,5—1,0 *мм* (фиг. 3-29).

К нажимной шайбе коллектора прилагается сила запрессовки коллектора P_x (фиг. 3-24). Реакция от этой силы приложена, очевидно, к втулке коллектора. Приложим теперь к серединам опорных поверхностей ласточкиного хвоста равные и противоположные силы P_x. Тогда одна из этих сил даст аксиальную силу спрессовки кольца коллекторных пластин, а другая совместно с исходной силой запрессовки создаст момент, стремящийся выворотить конусы шайбы и втулки.

В результате действия аксиальной силы спрессовки P_x на миканитовые манжеты и опорную поверхность ласточкиного хвоста пластин создается нормальная сила N. Эта сила может быть разложена на силу P_x и вертикально действующую силу P_y.

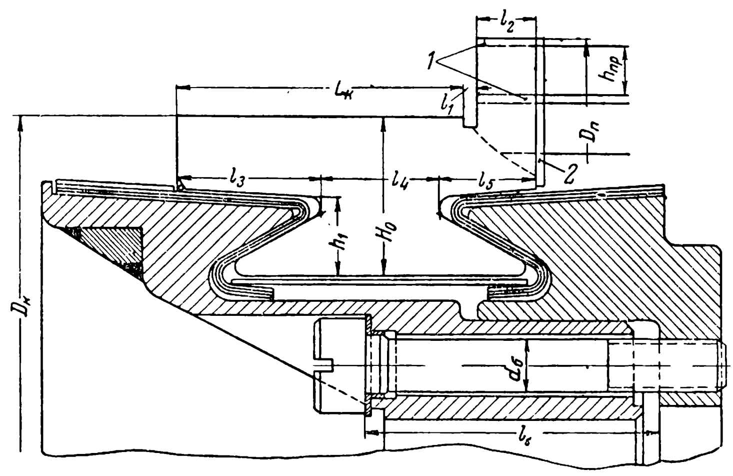
Силы P_y, приложенные к каждой пластине, заставляют их перемещаться к центру коллектора, осуществляя, таким образом, защемление их в круглую арку. При этом, как видно из фиг. 3-24,*б*, сила P_y в свою очередь может быть разложена на две силы P_z, создающие давление между боковыми поверхностями пластин. Это давление создает плотную спрессовку медных и миканитовых пластин коллектора между собой, что приводит к образованию монолитного коллекторного кольца. Усилия, которые возникают в частях коллекторного кольца при спрессовке его между втулкой и нажимной шайбой, называются усилиями арочного распора.

При вращении спрессованного коллектора на эти усилия накладываются усилия от центробежной силы (ц. б. с.) коллекторного кольца, приводящие, как будет указано ниже, к некоторому ослаблению спрессовки пластин между собой. Наоборот, увеличение температуры коллектора сверх той, при которой производилась запрессовка, приводит обычно к увеличению давлений между пластинами, поскольку медь имеет больший коэффициент температурного расширения, чем стальные болты и другие металлические детали коллектора.

По способу крепления втулки коллектора и нажимной шайбы его коллекторы можно разделить на так называемые болтовые и гаечные.

На фиг. 3-26 показан коллектор двигателя типа ДПЗ-400 с болтовым креплением и расположением нажимной шайбы со стороны петушков. Такая конструкция, как видно из фигуры, может быть выполнена с весьма сжатыми аксиальными размерами по месту крепления, так как болты могут быть утоплены в тело втулки. Но она имеет тот недостаток, что в случае пробоя передней манжеты, равно как и задней, необходимо стаскивать коллектор с сердечника якоря. Кроме того,

при этой конструкции подтяжка коллектора после намотки якоря будет сопровождаться подвижкой всего коллекторного кольца влево, что приводит к некоторому натяжению концов обмотки, впаянных в петушки. По мнению некоторых конструкторов, это обстоятельство может иметь отрицательное влияние на механическую прочность этих концов обмотки. Однако это мнение не подтверждается практикой, так как существует ряд машин, удовлетворительно работающих при такой конструкции коллектора. Во втулке коллектора фиг. 3-26 не сделано вентиляционных каналов, так как коллектор сидит не на валу, а на передней нажимной шайбе якоря. Это, конечно, возможно только при больших диаметрах якоря (свыше 560—600 *мм*) и имеет тот смысл, что позволяет иметь большую посадочную поверхность передней нажимной шайбы якоря.



Фиг. 3-26. Коллектор с задним креплением нажимной шайбы. *1* — клинья; *2* — выступающий миканит 3 *мм*.

На фиг. 3-4 представлен коллектор с болтовым креплением, но с передним расположением нажимной шайбы. При такой конструкции аксиальная длина коллектора по местам крепления получается несколько больше, но зато в случае пробоя передней миканитовой манжеты имеется возможность сменить ее, не стаскивая коллектор с сердечника (при этом, конечно, нужно предварительно забандажировать проволокой или стяжками коллекторное кольцо). Кроме того, при подтяжке болтов коллектора на намотанном якоре коллекторное кольцо двигается на обмотку, не вызывая эффекта натяжения концов.

Коллектор фиг. 3-4 сидит на валу якоря, и поэтому во втулке его предусмотрены вентиляционные каналы.

Обе конструкции коллектора, показанные на фиг. 3-26 и 3-4, имеют тот недостаток, что при запрессовке коллектора (затяжке болтов) пара сил P_x (фиг. 3-24) вызывает некоторое выворачивание сечения нажимной шайбы, что приводит к ослаблению посадки ее на втулке с возможным появлением зазора, сквозь который может проникнуть влага вентилирующего воздуха и т. п.

При конструкции коллектора по фиг. 3-24, а также 3-3 и 3-16 стягивающее усилие болтов P_x приложено между точками передачи усилий на ласточкином хвосте пластины и посадочной поверхностью шайбы на втулку, а не вне их, как в рассмотренных выше конструкциях. Поэтому выворачивающая конус нажимной шайбы пара сил P_x не только не ослабляет посадку шайбы на втулке, но, наоборот, уплотняет ее. По этой причине следует признать конструкцию такого рода более целесообразной.

Как выше указывалось, при большом диаметре якоря коллектор иногда сажают на нажимную шайбу якоря, чтобы не уменьшать посадочной поверхности последней. При относительно небольших диаметрах якорей или при желании осуществить конструкцию с внутренней посадкой шайбы (фиг. 3-24) это встречает существенные затруднения, а иногда и просто неосуществимо.

Конструкция фиг. 3-27 (а также 3-3 и 3-16), при которой передняя нажимная шайба якоря и втулка коллектора являются одной деталью, позволяет иметь большую посадочную поверхность и надежно запереть стальной па-

кет якоря, иметь внутреннюю посадку нажимной шайбы и, кроме того, устранить стык между втулкой коллектора и передней нажимной шайбой якоря, являющийся иногда причиной попадания влаги в обмотку.

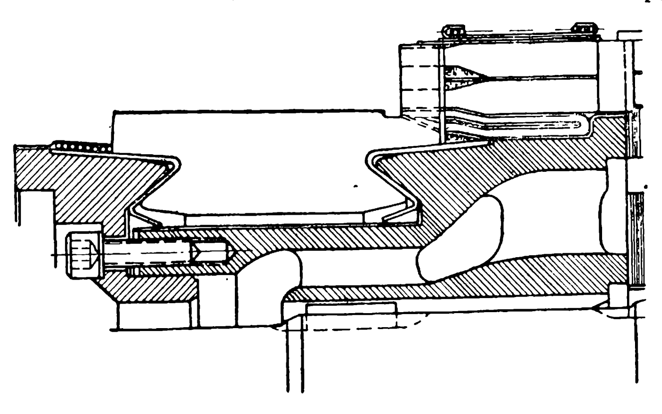
При болтовом креплении коллектора наличие длинных болтов создает большую эластичность крепления коллекторного кольца. Однако следует помнить, что податливость элементов крепления коллектора не определяется, как это будет показано ниже, только болтами; поэтому применение длинных болтов во всех случаях, особенно в коротких коллекторах, не обязательно. Ряд машин, даже с относительно длинными коллекторами, имеет короткие болты (например, фиг. 3-27). Следует однако учитывать, что короткие болты, имеющие абсолютно меньшую деформацию, ослабнут скорее длинных при повороте на один и тот же угол.

На фиг. 3-9 и 1-13 приведены конструкции коллекторов с гаечным креплением. Первая конструкция характерна для трамвайно-троллейбусных двигателей с малым диаметром якоря, вторая — для двигателей с осевой подвеской шахтных электровозов со сжатыми аксиальными габаритами. Крепление коллектора кольцевой гайкой необходимо при диаметре якоря 280 *мм* и ниже, когда размещение болтов и вентиляционных каналов становится затруднительным. Выполнение гаечного коллектора требует большой точности изготовления гайки во избежание перекоса ее при навинчивании на втулку, что может повлечь за собой неравномерный затяг коллектора.

По указанным причинам применение гаечных коллекторов следует считать целесообразным только в случае действительной необходимости и только при коротких коллекторах (так как из-за отсутствия болтов эластичность крепления гаечных коллекторов относительно мала).

Применяемая некоторыми иностранными фирмами конструкция гаечного крепления с пружинным кольцом (фиг. 3-28) преследует цель введения некоторого дополнительного эластичного элемента в конструкцию коллектора с одновременным переносом точки давления на нажимную шайбу на одну линию с серединой ласточкиного хвоста, что устраняет эффект выворачивания нажимной шайбы.

Центровка нажимной шайбы коллектора на втулку производится обычно со скользящей посадкой (*С*). При этом должен быть обеспечен зазор,



Фиг. 3-27. Коллектор с втулкой—нажимной шайбой якоря.

исключающий возможность упора нажимной шайбы во втулку при подтяжке коллектора. В высоковольтных машинах в целях уплотнения посадки рекомендуется промазка контактных поверхностей и щели эмалью.

Как видно из фиг. 3-4, коллектор находит специальным выступом втулки (или шайбы) на заточку передней нажимной шайбы якоря, имея здесь скользящую посадку (*С*). Полученная в этом месте щель тщательно заполняется шнуром, промазанным лаком, и герметизируется, таким образом, против проникновения влаги в обмотку.

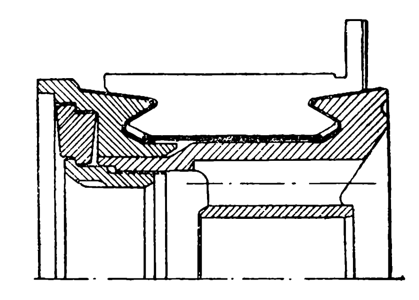
Коллектор сажается на вал (втулку якоря и т. п.) обычно легкопрессовой посадкой (*Пл*) с фиксацией шпонкой.

Для пластин коллектора применяется обычно полосовая, холоднотянутая медь трапецоидального сечения ГОСТ 3568-47. Твердость меди должна быть $H_B = 75—85$. Механические свойства меди следующие: предел прочности при растяжении $\sigma_B \geqslant 28$ *кГ/мм²*, предел текучести при растяжении $\sigma_T \geqslant 25$ *кГ/мм²*. Предел текучести при изгибе, на который работает медь

в коллекторах, несколько выше и составляет около 32 *кГ/мм²*.

Более высокие механические свойства ($\sigma_B \geqslant 35$ *кГ/мм²*) и твердость ($H_B \geqslant 95$) имеет кадмиевая медь ГОСТ 4134-48.

Втулка коллектора и нажимная шайба отливаются обычно из стали



Фиг. 3-28. Коллектор с пружинным кольцом.

гипа 25Л ГОСТ 977-53 ($\sigma_T \geqslant 24$ *кГ/мм²*).

Коллекторные болты изготовляются обычно из круглой стали 45 ГОСТ 1050-52 с термообработкой для получения следующих механических свойств: $\sigma_B \geqslant 70$ *кГ/мм²*, $\sigma_T \geqslant 45$ *кГ/мм²*, $\geqslant 18\%$.

В некоторых случаях бывает необходимо применить и более качественную сталь. Кольцевая гайка коллектора делается обычно из стали 5 ГОСТ 380-50.

Изоляционные пластины между медными коллекторными пластинами изготовляются из специального твердого коллекторного миканита КФ1 ГОСТ 2196-54, имеющего мало склеивающих веществ и малую усадку (7% при 20° С при повышении давления до 600 *кГ/см²*). Для двигателей с кремнийорганической изоляцией применяется коллекторный миканит на амофосе КФА. Толщина изоляционных пластин составляет 0,8 *мм*, а в высоковольтных двигателях 1,0 или 1,2 *мм*. При расчете размеров коллекторного кольца следует обязательно учитывать указанную выше величину усадки (остаточной деформации), т. е. расчетную толщину изоляционной пластины считать равной 0,93 номинальной толщины.

Миканитовые манжеты изготовляются из формовочного манжетного миканита 0,2 *мм* ФФ2А или ФМ2А (для высоковольтных машин) ГОСТ 6122-53, имеющего диэлектрическую прочность 30 *кв/мм* и довольно большую усадку (около 15%) из-за значительного процента склеивающих веществ. В машинах с кремнийорганической изоляцией применяется формовочный миканит ФФ2к. Заготовки из листов миканита закладываются в несколько слоев в прессформу (для получения заданной толщины) и прессуются при удельном давлении на рабочую поверхность 300—350 *кГ/см²* и температуре около 200° С. Показанные на фиг. 3-25 углы 3° являются технологическими. При больших диаметрах коллекторов манжеты выполняются из отдельных секторов, имеющих обычно одну треть требуемой конечной толщины манжеты и накладываемых друг на друга со сдвигом стыков в разных слоях. Толщина манжеты в зависимости от напряжения и размеров коллектора может быть выбрана по данным табл. 3-1 и фиг. 3-29.

Изоляционный цилиндр, рекомендуемые толщины которого также даны в табл. 3-1 и фиг. 3-29, изготовляется обычно из формовочного прессованного миканита ФФ2 ГОСТ 6122-53, а в случае машин с кремнийорганической изоляцией из формовочного миканита ФФ2к.

Конструктивные размеры элементов коллектора

При конструировании машины необходимо предварительно вычертить ориентировочно конструкцию коллектора и затем проводить поверочные расчеты прочности ее деталей. Ниже даются указания для наметки такого предварительного эскиза, причем следует помнить, что эмпирические соотношения (3-31), (3-32) и (3-33) являются не всегда пригодными для конкретной конструкции и даны лишь как ориентировочные [Л. 18].

Длина рабочей части коллектора (фиг. (3-26) определяется числом щеток и конструкцией щеткодержателя.

Обычно

$$L_к \approx m_щ l_щ + 3(m_щ - 1) + 8 \text{ мм}, \quad (3\text{-}28)$$

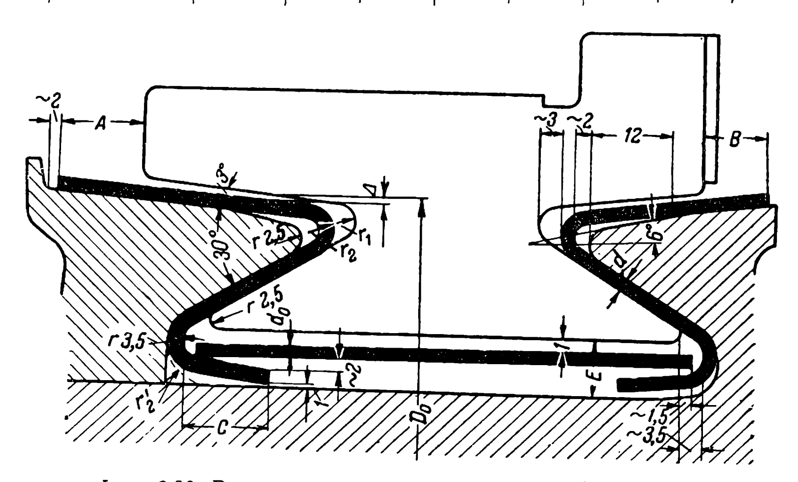
где $l_щ$ — длина щетки, *мм*;

$m_щ$ — число щеток по длине коллектора.

Диаметр коллектора $D_к$ составляет обычно около 85% от диаметра D_a. Диаметр коллектора по петушкам обычно на 10 *мм* меньше диаметра якоря. Нужно учесть, что для обеспечения удобства закладки концов обмотки в шлицы пластин коллектора и пайки

Таблица 3-1

Линейное напряжение, *в*	Диаметр, *мм*	Толщина, *мм*		Размеры по фиг. 3-29, *мм*							
		миканитовых манжет	миканитового цилиндра	*A*	*B*	*C*	*E*	r_1	r_2	Δ	r_2'
до 150	До 200	1,0	0,75	5÷10	5	0	4,0	2,0	3,0	0,5	3,5
	200—300	1,2					4,0	2,0	3,2	0,5	3,5
	300—400	1,5					4,0	2,5	3,5	0,75	4,0
Свыше 150 до 500	До 200	1,0	0,75	18	15	12	6,0	2,0	3,0	0,5	3
	200—300	1,2					6,0	2,0	3,2	0,5	5
	300—400	1,5					7,0	2,5	3,5	0,75	5,5
Свыше 500 до 700	До 200	1,2	1,0	25	20	12	6,0	2,0	3,2	0,5	5
	200—300	1,5					6,5	2,5	3,5	0,75	5,5
	300—400	2					7,5	3,0	4,0	1	6
Свыше 700 до 1 200	До 200	1,5	1,25	32	25	16	6,5	2,5	3,5	0,75	5,5
	200—400	2					7,0	3,0	4,0	0,75	6,0
	Свыше 400	3×0,8					8,0	3,5	4,4	1	6,5
Свыше 1 200 до 2 000	До 200	2	1,5	45	35	22	7,5	3,0	4,0	0,75	6,0
	200—400	2,5					8,0	3,5	4,5	1	6,5
	Свыше 400	3×1					8,5	4,0	5,0	1	7,0
Свыше 2 000 до 3 000	До 200	2,5	1,5	60	50	28	8,5	3,5	4,5	1	6,5
	200—400	3	2,0				9,0	4,0	5,0	1	7,0
	Свыше 400	3×1,2					10,0	4,5	5,6	1	7,5



Фиг. 3-29. Размеры элементов коллектора (см. табл. 3-1).

их, нижние стороны секций обмотки якоря должны располагаться в шлицах, как показано на фиг. 3-26, т. е. быть несколько выше диаметра коллектора $D_к$. Поэтому ориентировочно

$$D_к \approx D_a - 1{,}5h_z \qquad (3\text{-}29)$$

где h_z — высота паза якоря.

Для многовитковых катушек обмотки якоря (фиг. 3-6) ввиду специальной формы концов обмотки величина диаметра коллектора $D_к$ может быть взята больше, чем по формуле (3-29).

Ширина канавки у петушка l_1, нужная для выхода шлифовального круга и фрезы при продорожке изоляции между пластинами, берется обычно равной 6 — 8 *мм*.

Ширина петушка коллектора l_2 определяется по допустимой плотности тока в контакте проводника со щечками шлица пластины. Эта плотность тока может быть допущена порядка $j_к = 0{,}2 - 0{,}25$ *а/мм*².

Очевидно что,

$$j_к = \frac{i_a}{2h_{np}l_2},$$

где i_a — ток в параллельной цепи обмотки якоря, *а*;

h_{np} — высота эффективного проводника обмотки якоря, *мм*, откуда

$$l_2 = \frac{i_a}{2j_к h_{np}} [мм]. \quad (3\text{-}30)$$

В случае проводника, имеющего малое отношение высоты к ширине (многовитковые якорные катушки), в (3-30) вместо h_{np} следует подставлять $(h_{np} + b_{np})$, где b_{np} — ширина проводника, а плотность тока $j_к$ можно брать до 0,3 *а/мм²*.

Во всех случаях ширина петушка по ремонтным соображениям не должна быть менее 15 *мм*.

Высота коллекторной пластины может быть определена ориентировочно по формуле

$$H_0 = 2{,}2\sqrt{D_к} - 1 \; см, \quad (3\text{-}31)$$

где $D_к$ — *см*.

Высота ласточкиного хвоста равна приблизительно

$$h_1 = (0{,}4 - 0{,}5) H_0. \quad (3\text{-}32)$$

Размеры l_3, l_4 и l_5 предварительно могут быть приняты равными:

$$\left.\begin{aligned} 3h_1 > l_3 > 2h_1; \\ l_4 \geq 1{,}5h_1; \\ 2{,}5h_1 > l_5 > 2h_1. \end{aligned}\right\} \quad (3\text{-}33)$$

Что касается толщины миканитовых манжет коллектора и изоляционного цилиндра, длин выступающих частей манжет и других конструктивных размеров, то они приведены в табл. 3-1.

Расчет податливостей элементов коллектора

Под податливостью λ разумеется деформация детали под действием приложенной единичной силы.

Обозначив через Δl деформацию (*см*) и P — силу (*кГ*), найдем:

$$\lambda = \frac{\Delta l}{P} [см/кГ]. \quad (3\text{-}34)$$

Так как, с другой стороны, по определению модуля упругости E

$$\Delta l = \frac{P}{q} \cdot \frac{l}{E}, \quad (3\text{-}35)$$

где l — длина детали в направлении действия силы, *см*;

q — сечение детали, перпендикулярное действию силы, *см²*,

то

$$\lambda = \frac{l}{qE} [см/кГ]. \quad (3\text{-}36)$$

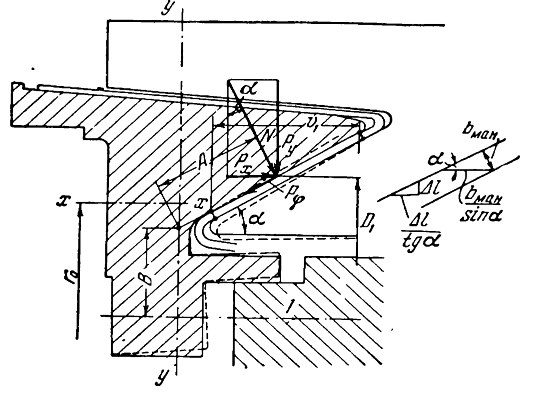
Определение податливостей элементов коллектора произведем относительно аксиально направленной силы P_x (фиг. 3-30).

а) Болты. Обозначим: $d_б$ — диаметр свободной части болта, *см*; $l_б$ — длина свободной части болта, *см* (фиг. 3-26); $m_б$ — число болтов.

Тогда

$$\lambda_б = \frac{l_б}{0{,}78 m_б d_б^2 E} = $$

$$= 0{,}6 \cdot 10^{-6} \frac{l_б}{d_б^2 m_б} [см/кГ]. \quad (3\text{-}37)$$



Фиг. 3-30. К расчету податливостей.
1 — ось болта.

Для гаечного коллектора $\lambda_б = 0$.

б) Манжеты. Из фиг. 3-30 видно, что деформация манжеты $\Delta b_{ман}$ эквивалентна аксиальному смещению $\frac{\Delta b_{ман}}{\sin \alpha}$. Поскольку коллектор имеет две манжеты, общее смещение в аксиальном направлении будет:

$$\frac{2}{\sin \alpha} \Delta b_{ман}.$$

Отсюда податливость манжет [формула (3-34)]

$$\lambda_{ман} = \frac{2}{\sin \alpha} \frac{\Delta b_{ман}}{P_x},$$

но

$$\Delta b_{ман} = b_{ман} \frac{p_{ман}}{E_{ман}},$$

где $b_{ман}$ — толщина манжеты, *см*;

$E_{ман}$ — модуль упругости формовочного миканита ($E_{ман} = 0{,}013 \cdot 10^6$ *кГ/см²*);

$p_{ман}$ — удельное нормальное давление на поверхность манжеты, $кГ/см^2$.

Из фиг. 3-30 следует, что

$$p_{ман} = \frac{P_x}{\sin\alpha \cdot \pi D_1 \frac{v_1}{\cos\alpha}} = \frac{P_x}{\pi D_1 v_1 \operatorname{tg}\alpha},$$

т. е.

$$\Delta b_{ман} = b_{ман} \frac{P_x}{\pi D_1 v_1 \operatorname{tg}\alpha E_{ман}}.$$

Отсюда податливость

$$\lambda_м = \frac{2b_{ман}}{E_{ман}\pi D_1 v_1 \sin\alpha \operatorname{tg}\alpha} [см/кГ]. \quad (3\text{-}38)$$

Так как $\alpha = 30°$, то, подставляя значения $\sin\alpha$, $\operatorname{tg}\alpha$ и $E_{ман}$, найдем:

$$\lambda_{ман} = 170 \cdot 10^{-6} \frac{b_{ман}}{D_1 v_1} [см/кГ]. \quad (3\text{-}38')$$

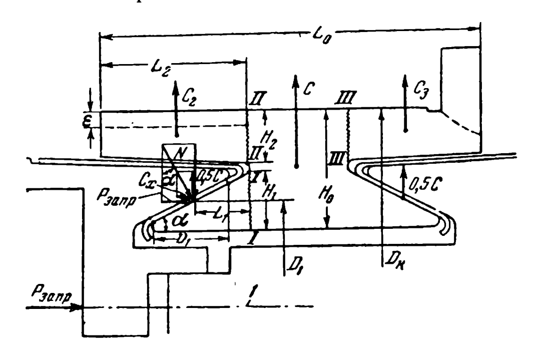
в) Конусы нажимной шайбы и втулки. Отмеченный выше выкручивающий момент от пары сил P_x (фиг. 3-24) приводит к некоторому повороту сечения конуса нажимной шайбы, показанному пунктиром на фиг. 3-30. Так как одновременно ласточкин хвост коллекторного кольца под влиянием силы P_y также деформируется, то между конусом и коллекторным кольцом получается зазор, приводящий к выходу коллекторного кольца на больший диаметр, т. е. к некоторому расслаблению его. Кроме того, имеет место некоторое диаметральное растяжение конусов шайбы и втулки под влиянием сил P_y, приводящее к тому же эффекту, но в меньшей степени. Соответствующая податливость по отношению к аксиальной силе P_x может быть найдена по формуле [Л. 7]

$$\lambda_к = 0{,}075\left[\frac{(2A+B)^2}{J_{yy}} + \frac{6}{S}\right] r_0 \cdot 10^{-6} [см/кГ], \quad (3\text{-}39)$$

где r_0 — радиус центра тяжести сечения шайбы, $см$;
A, B — размеры по фиг. 3-30;
S — площадь сечения нажимной шайбы, $см^2$;
J_{yy} — момент инерции сечения нажимной шайбы относительно нейтральной оси yy.

Первый член в формуле (3-39) дает составляющую податливости от выкручивания сечения конуса нажимной шайбы, второй—составляющую от диаметрального растяжения конусов шайбы и втулки.

г) Коллекторное кольцо. Обозначим через: F — боковую площадь коллекторной пластины (с одной стороны), $см^2$; p — удельное давление между пластинами, $кГ/см^2$; K—число коллекторных пластин.



Фиг. 3-31. К расчету на прочность коллектора.
1 — ось болта.

Из фиг. 3-24 можно получить:

$$P_y = 2P_z \sin\frac{\pi}{K} \approx 2P_z\frac{\pi}{K} = 2Fp\frac{\pi}{K}.$$

Суммарная радиальная сила арочного распора всех пластин

$$\Sigma P_y = KP_y = 2\pi Fp. \quad (3\text{-}40)$$

Сила P_y приложена к двум поверхностям ласточкиного хвоста пластины, и потому соответствующая суммарная аксиальная сила равна:

$$\Sigma P_x = 0{,}5\Sigma P_y \operatorname{tg}\alpha = \pi Fp \operatorname{tg}\alpha. \quad (3\text{-}41)$$

Под влиянием давления между пластинами происходит упругая деформация коллекторного миканита и меди. Очевидно, что смещение Δl в тангенциальном направлении (по окружности коллектора) эквивалентно смещению $\frac{\Delta l}{2\pi}$ в радиальном. Учитывая, что ласточкин хвост имеет две поверхности, получим, что соответствующее аксиальное смещение будет равно (фиг. 3-30):

$$2\frac{\Delta l}{2\pi \operatorname{tg}\alpha} = \frac{\Delta l}{\pi \operatorname{tg}\alpha}.$$

Тогда согласно формуле (3-34) податливость коллекторного кольца будет:

$$\lambda_{к.к} = \frac{\Delta l}{\pi \operatorname{tg} \alpha \ \Sigma P_x} = \frac{\Delta l}{\pi^2 Fp \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha}.$$

Если пренебречь сжатием меди, то

$$\Delta l = \Sigma b_{мик} \frac{p}{E_{мик}},$$

где $\Sigma b_{мик}$ — общая толщина всех миканитовых прокладок;

$E_{мик}$ — модуль упругости коллекторного миканита;

так как

$$\Sigma b_{мик} = b_{мик} K,$$

где $b_{мик}$ — толщина миканитовой прокладки, *см*, то

$$\lambda_{к.к} = \frac{b_{мик} K}{E_{мик} \pi^2 \operatorname{tg}^2 \alpha F}.$$

Можно показать [Л. 7], что с учетом сжатия меди

$$\lambda_{к.к} = \frac{b_{мик} K}{E_{мик} \pi^2 \operatorname{tg}^2 \alpha F}\left(1 + \frac{\Theta \beta'_к}{60 b_{мик}}\right)[см/кГ], \tag{3-42}$$

где коэффициент Θ характеризует заполнение коллекторного кольца медью:

$$\Theta = \frac{\beta'_к - b_{мик}}{\beta'_к}, \tag{3-43}$$

а

$$\beta'_к = \frac{\pi (D_к - H_0)}{K}$$

(фиг. 3-26).

Модуль упругости коллекторного миканита может быть принят порядка $0{,}02 \cdot 10^6$ *кГ/см²*. Подставляя в (3-42) значение $\operatorname{tg}^2 \alpha$, получим окончательно:

$$\lambda_{к.к} = 15 \frac{b_{мик} K}{F} \times$$

$$\times \left(1 + \frac{\Theta}{60} \frac{\beta'_к}{b_{мик}}\right) 10^{-6} \ [см/кГ]. \tag{3-42'}$$

Вообще говоря, следовало бы еще учесть податливость коллекторного кольца, вызываемую осевым сжатием, но она обычно настолько мала в тяговых машинах, имеющих относительно короткие коллекторы, что ею можно пренебречь.

При необходимости эта податливость согласно формуле (3-36) может быть найдена как

$$\lambda'_{к.к} = \frac{(l_4 + v_1)}{H_0 \pi D_1 \Theta E_{меди}} \ [см/кГ],$$

где размеры l_4, v_1, H_0 см. фиг. 3-26 и 3-30;

$$E_{меди} = 1{,}1 \cdot 10^6 \ кГ/см^2.$$

Силы, действующие на элементы коллектора

При запрессовке коллектора происходит сжатие миканитовых прокладок между пластинами, что эквивалентно уменьшению диаметра коллектора. Поэтому ласточкин хвост коллекторного кольца перемещается к центру и опорные поверхности его скользят по миканитовым манжетам. При этом развивается некоторая сила трения, для компенсации которой приложенная сила запрессовки $P_{запр}$ должна быть больше силы ΣP_x (фиг. 3-31).

Обозначая коэффициент трения через φ, найдем, что сила трения равна (фиг. 3-30):

$$P_\varphi = N\varphi = \frac{P_x}{\sin \alpha} \varphi.$$

Ее аксиальная составляющая, очевидно, будет:

$$P_{\varphi x} = \frac{P_x}{\sin \alpha} \varphi \cos \alpha = P_x \frac{\varphi}{\operatorname{tg} \alpha}.$$

Поэтому сила запрессовки, приложенная к коллектору, будет равна:

$$P_{запр} = \Sigma P_x + \Sigma P_x \frac{\varphi}{\operatorname{tg} \alpha}$$

или

$$P_{запр} = \Sigma P_x \left(1 + \frac{\varphi}{\operatorname{tg} \alpha}\right). \tag{3-44}$$

Угол трения между медью и миканитовой манжетой может быть принят около 8°. При этом $\varphi \approx 0{,}14$. Так как $\alpha = 30°$, то

$$P_{запр} = 1{,}25 \Sigma P_x. \tag{3-44'}$$

При неподвижном состоянии коллектора действует уравнение сил (3-44'). При вращении коллектора воз-

никает ц. б. с. коллекторного кольца C (фиг. 3-31):

$$C = m\omega^2 \frac{D_c}{2}, \qquad (3\text{-}45)$$

где m — масса коллекторного кольца;
ω — угловая скорость вращения;
D_c — диаметр центра тяжести коллекторного кольца, *см*.

Заменяя массу m через вес коллекторного кольца $G_{к.к}$ в *кг* и ускорение земной силы тяжести $g = 981$ *см/сек*^{2}, а угловую скорость через скорость вращения n в об/мин, получим:

$$C = 5{,}6 G_{к.к} D_c \left(\frac{n}{1\,000}\right)^2 [кГ]. \qquad (3\text{-}46)$$

Для предварительных расчетов можно принимать (фиг. 3-31):

$$D_c = D_к - H_0;$$

$$G_{к.к} = 8{,}9 H_0 L_0 \pi D_1 \Theta \cdot 10^{-3}\ [кг],$$

размеры H_0, L_0 и D_1 в *см*.

К каждой стороне ласточкиного хвоста приложена половина этой силы C, т. е. $0{,}5C$. Аксиальная составляющая ц. б. с. коллекторного кольца

$$C_x = 0{,}5 C \operatorname{tg} \alpha = 0{,}29 C. \qquad (3\text{-}47)$$

Теперь сила запрессовки будет уравновешиваться не только аксиальной составляющей упругих сил арочного распора, но и силой C_x. Эта новая сила запрессовки, определяемая деформацией элементов коллектора, равна:

$$P'_{запр} = 1{,}25(\Sigma P'_x + C_x), \qquad (3\text{-}48)$$

где $\Sigma P'_x$ — аксиальная составляющая сил арочного распора при вращении.

Очевидно, что при вращении якоря благодаря действию ц. б. с. коллекторного кольца появляются дополнительные усилия, действующие на болты, манжеты и конусы нажимной шайбы и втулки и создающие в них дополнительные деформации. По той же причине коллекторное кольцо несколько расслабляется, выходя на больший диаметр.

На болты, манжету и конусы действует при вращении сила $P'_{запр}$, а на коллекторное кольцо—сила $\Sigma P'_x$. При неподвижном состоянии коллектора на эти элементы действовали соответственно силы $P_{запр}$ и ΣP_x.

Деформации, созданные разностью этих сил, должны быть равны, т. е.

$$(P'_{запр} - P_{запр})(\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к) = (\Sigma P_x - \Sigma P'_x)\lambda_{к.к}. \qquad (3\text{-}49)$$

Но из (3-44′) и (3-48) следует:

$$\Sigma P_x = \frac{P_{запр}}{1{,}25};$$

$$\Sigma P'_x = \frac{P'_{запр}}{1{,}25} - C_x.$$

Подставляя эти значения в (3-49), получим:

$$(P'_{запр} - P_{запр})(\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к) = \left(\frac{P_{запр}}{1{,}25} - \frac{P'_{запр}}{1{,}25} + C_x\right)\lambda_{к.к}, \qquad (3\text{-}49')$$

откуда

$$P'_{запр} = P_{запр} + C_x \frac{\lambda_{к.к}}{\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к + \frac{\lambda_{к.к}}{1{,}25}}. \qquad (3\text{-}50)$$

Таким образом, при вращении сила, действующая на болты, манжеты и конусы, возрастает в отношении

$$k_c = \frac{P'_{запр}}{P_{запр}} = 1 + \frac{C_x}{P_{запр}} \frac{\lambda_{к.к}}{\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к + \frac{\lambda_{к.к}}{1{,}25}}. \qquad (3\text{-}51)$$

Подставим в уравнение (3-49) значения $P'_{запр}$ и $P_{запр}$ из уравнений (3-44′) и (3-48):

$$1{,}25(\Sigma P'_x + C_x - \Sigma P_x)(\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к) = (\Sigma P_x - \Sigma P'_x)\lambda_{к.к},$$

откуда

$$\Sigma P'_x = \Sigma P_x - C_x \frac{\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к}{\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к + \frac{\lambda_{к.к}}{1{,}25}}. \qquad (3\text{-}51')$$

Таким образом, при вращении сила арочного распора коллекторного коль-

ца, т. е. давление между пластинами, уменьшается в отношении

$$k_c' = 1 - \frac{C_x}{\Sigma P_x'} \frac{\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к}{\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к + \frac{\lambda_{к.к}}{1,25}}. \quad (3\text{-}52)$$

Обычно $k_c = 1,2 - 1,4$, что означает увеличение усилий в болтах, манжете и конусах на 20—40% против значений, имеющих место в неподвижном коллекторе. Значение $k_c' = 0,6 - 0,85$, что означает уменьшение силы давления между пластинами при вращении до $60 - 85\%$.

Следует отметить, что указанные выводы сделаны для случая, когда $\frac{P'_{запр}}{1,25} > C_x$. Если же C_x станет больше, то $\Sigma P_x'$ обращается в нуль для коллекторного кольца и уравнение (3-49) теряет смысл, так как давление между пластинами станет равным нулю. Конечно, это совершенно недопустимо и потому всегда берут $P_{запр} > C_x$.

Если температуры медных и стальных элементов коллектора после последней запрессовки его изменятся [а такой случай будет иметь место, в частности, в эксплуатации, когда нагрев меди всегда выше, чем нагрев втулки и нажимной шайбы коллектора, в то время как при последней (холодной) запрессовке коллектора они равны], возникает дополнительная аксиальная сила

$$P_\theta = \frac{(\Delta м - \Delta с)}{\lambda_б + \lambda_{ман} + \lambda_к + \frac{\lambda_{к.к}}{1,25}}, \quad (3\text{-}53)$$

где $\Delta м$ — тепловая деформация меди, *см*;
$\Delta с$ — тепловая деформация стальных деталей, *см*.

Тепловые деформации происходят как за счет прямого удлинения болтов и меди коллекторного кольца, так и за счет увеличения диаметра ласточкиного хвоста коллекторного кольца и конусов нажимных шайб. Как уже ранее было показано, радиальная деформация Δl вызывает аксиальную деформацию $\frac{\Delta l}{\operatorname{tg} \alpha}$ (фиг. 3-30). Следовательно, диаметральная деформация $\Delta l_д$ вызовет аксиальную, равную $\frac{\Delta l_д}{2 \operatorname{tg} \alpha}$. Учитывая наличие двух поверхностей у ласточкиного хвоста, получим суммарную аксиальную деформацию $2\frac{\Delta l_д}{2 \operatorname{tg} \alpha} = \frac{\Delta l_д}{\operatorname{tg} \alpha}$.

Но диаметральная тепловая деформация равна:

$$\Delta l_д = \beta \theta D, \quad (3\text{-}54)$$

где β — коэффициент линейного расширения материала;
θ — разность температур горячей и холодной деталей (перегрев);
D — диаметр, в данном случае равный D_1 (фиг. 3-31).

Поэтому

$$\Delta м = \beta_м \theta_м \left(l_4 + v_1 + \frac{D_1}{\operatorname{tg} \alpha} \Theta\right) \; [см]; \quad (3\text{-}55)$$

$$\Delta с = \beta_c \theta_c \left(l_б + \frac{D_1}{\operatorname{tg} \alpha}\right) \; [см]; \quad (3\text{-}56)$$

здесь

$l_б$, l_4, D_1 и v_1 — см. фиг. 3-26 и 3-31 (размеры в *см*);
Θ — см. формулу (3-43);
$\beta_м = 17 \cdot 10^{-6}$ (для меди);
β_c — $11,5 \cdot 10^{-6}$ (для стали);
$\theta_м$ — перегрев меди коллектора над температурой при последней запрессовке (обычно холодной);
θ_c — перегрев втулки и нажимной шайбы над той же температурой.

Для гаечного коллектора величина $l_б$ практически равна нулю.

Дополнительно возникающая температурная сила P_θ приводит к увеличению суммарной силы спрессовки коллектора и увеличивает, таким образом, напряжение во всех его частях.

Возрастание усилий, вызванное силой P_θ, может быть оценено коэффициентом

$$k_\theta = 1 + \frac{P_\theta}{P_{запр}}. \quad (3\text{-}57)$$

Для случая перегрева в эксплуатационных условиях $\theta_м = 60°$ С и $\theta_с = 40°$ С величина этого коэффициента колеблется обычно между 1,1—1,25.

Формула (3-53) дает возможность подсчитать силу P_θ также и для технологических операций нагрева (сушка, пайка), которые якорь проходит после насадки на него коллектора и наложения обмотки.

Напряжения в элементах коллектора

а) Удельное давление между пластинами (на коллекторный миканит) дается формулами (3-41) и (3-44'). Из них следует, что

$$p = \frac{P_{запр}}{1{,}25\pi F \operatorname{tg}\alpha}$$

или

$$p = \frac{P_{запр}}{2{,}25F} \ [кГ/см^2]. \qquad (3\text{-}58)$$

Напомним, что

$P_{запр}$ — сила спрессовки коллектора прессом, воспринимаемая болтами, *кГ*;

F — площадь боковой поверхности пластины (одной), *см*².

б) Удельное давление на миканитовую манжету будет, очевидно, равно нормальной силе N, поделенной на опорную поверхность ласточкиного хвоста (фиг. 3-31).

Так как $N = \frac{P_{запр}}{\sin\alpha}$, то

$$p_{ман} = \frac{P_{запр}}{\sin\alpha}\,\frac{1}{\pi D_1 \frac{v_1}{\cos\alpha}} = \frac{P_{запр}}{\pi D_1 v_1 \operatorname{tg}\alpha}$$

или

$$p_{ман} = \frac{P_{запр}}{1{,}8 v_1 D_1} \ [кГ/см^2]. \qquad (3\text{-}59)$$

в) Напряжение на изгиб в сечении $I—I$ ласточкиного хвоста может быть с достаточной точностью найдено по моменту вертикальной составляющей силы N $\left(\text{равной } N\cos\alpha = \frac{P_{запр}}{1{,}25\sin\alpha}\cos\alpha = \frac{P_{запр}}{1{,}25\operatorname{tg}\alpha}\right)$ относительно этого сечения.

Здесь мы вводим силу $\frac{P_{запр}}{1{,}25}$, так как часть силы запрессовки теряется на преодоление трения между манжетой и коллекторным кольцом, как это было указано выше.

Этот момент равен:

$$M_I = \frac{P_{запр}}{1{,}25\operatorname{tg}\alpha} L_1 \ [кГ\,см].$$

Момент сопротивления сечения $I—I$

$$W_I = \frac{\pi D_1 H_1^2 \Theta}{6} \ [см^3].$$

Напряжение в сечении $I—I$

$$\sigma_I = \frac{M_I}{W_I} = \frac{P_{запр} L_1 6}{1{,}25\operatorname{tg}\alpha\pi D_1 H_1^2\Theta} \ [кГ/см^2]$$

или

$$\sigma_I = 2{,}6\,\frac{P_{запр} L_1}{D_1 H_1^2 \Theta} \ [кГ/см^2]. \qquad (3\text{-}60)$$

Для предварительных расчетов можно принять

$$L_1 \approx 0{,}5 H_1 \operatorname{ctg}\alpha \approx 0{,}8 H_1,$$

тогда

$$\sigma_I = 2{,}1\,\frac{P_{запр}}{D_1 H_1 \Theta} \ [кГ/см^2]. \qquad (3\text{-}60')$$

г) Напряжение в болтах будет, очевидно,

$$\sigma_б = \frac{P_{запр}}{0{,}78 d_б^2\, m_б}, \qquad (3\text{-}61)$$

где $d_б$ — диаметр (средний) нарезки болта или диаметр свободной части болта, если он меньше;

$m_б$ — число болтов.

При длинных болтах часто посередине болта делают утолщение, входящее с малым зазором в отверстие под болт (фиг. 1-12). Этим пролет болта разбивается как бы на два участка, что существенно снижает дополнительные напряжения от изгиба его собственной ц. б. с.

В случае применения для крепления коллектора кольцевой гайки (обычно 2-я метрическая резьба) число витков нарезки ее делают 6—8.

д) Напряжения в сечениях $II—II$ и $III—III$ выступающих частей пластин подсчитываются от изгибающих моментов ц. б. с. их. Расчет ведется всегда для изношенного коллектора и максимальной эксплуатационной скорости вращения $n_{макс}$. Величина ради-

ального износа ε (фиг. 3-31) выбирается порядка 10—15 *мм*, что обеспечивает достаточно длительный срок работы коллектора.

Центробежная сила выступа

$$C = 5{,}6 G_в D_c \left(\frac{n_{макс}}{1\,000}\right)^2 \; [кГ].$$

Момент сопротивления сечений *II—II* и *III—III*

$$W = \frac{(H_2 - \varepsilon)^2 \pi (D_к - 2\varepsilon - H_2)\Theta}{6} \; [см^3].$$

Напряжение в сечениях *II—II* или *III—III*

$$\sigma = \frac{Cl}{W} \; [кГ/см^2], \qquad (3\text{-}62)$$

где l — расстояние от точки приложения ц. б. с. до сечения.

Для правого выступа с петушком (фиг. 3-31) приходится подсчитать ц. б. с. для отдельных участков его (с учетом шлицев) и затем найти результирующую силу и точку ее приложения. Для левого, противоположного, выступа можно с достаточной точностью считать:

$$G_{вII} = 8{,}9 L_2 (H_2 - \varepsilon) \times$$
$$\times \pi (D_к - 2\varepsilon - H_2) \Theta \cdot 10^{-3} \; [кГ];$$
$$D_c = D_к - 2\varepsilon - H_2;$$
$$l = 0{,}5 L_2.$$

Тогда

$$\sigma_{II} = 150 \, \frac{L_2^2 (D_к - 2\varepsilon - H_2)}{H_2 - \varepsilon} \times$$
$$\times \left(\frac{n_{макс}}{1\,000}\right)^2 10^{-3} \; [кГ/см^2] \qquad (3\text{-}62')$$

(все размеры в сантиметрах).

е) Напряжения в конусах нажимной шайбы и втулки обычно не лимитируют конструктивных размеров коллектора и потому мы их здесь не касаемся. При необходимости расчет прочности их может быть сделан методом, указанным в [Л. 1].

Допускаемые напряжения и методика расчета коллектора

Как установлено длительным опытом, удельное давление между пластинами p (при минимальном значении силы запрессовки) должно быть не менее 100 *кГ/см*² при холодном коллекторе и неподвижном состоянии его.

Для тяговых двигателей, особенно высокооборотных, рекомендуется принимать для указанных условий, если это не лимитируется другими параметрами, значение

$$p = 150 - 200 \; кГ/см^2.$$

По выбранному значению p и предварительным конструктивным размерам коллектора находится по формуле (3-58) сила запрессовки $P_{запр}$ и по ней удельное давление на миканитовую манжету $p_{ман}$ [формула (3-59)]. Для минимального значения $P_{запр}$ величину удельного давления на манжету рекомендуется иметь:

$$p_{ман} = 200 - 300 \; кГ/см^2.$$

Далее, по формуле (3-60) или (3-60′) проверяют напряжение в ласточкином хвосте пластины, которое для указанных условий следует иметь порядка

$$\sigma_I \leqslant 1\,250 \; кГ/см^2.$$

Напряжение в болтах (3-61) для указанных условий рекомендуется иметь:

$$\sigma_б \leqslant 1\,500 \; кГ/см^2.$$

Затем надо определить коэффициенты k_c, k_c' и k_θ по формулам (3-51), (3-52) и (3-57). Центробежная сила C по формуле (3-46) подсчитывается для испытательной скорости вращения коллектора $n_{исп} = 1{,}25 n_{макс}$, подсчет коэффициента k_θ ведется по $\theta_м = 60°$ и $\theta_c = 40°$ С.

После этого можно определить напряжения в элементах коллектора при его вращении в нагретом состоянии.

Удельное давление между пластинами (в холодном состоянии) при минимальной силе запрессовки

$$p' = k_c' p \geqslant 100 \; кГ/см^2.$$

Удельное давление на миканитовую манжету (при максимальной силе запрессовки)

$$p_{ман}' = k_c k_\theta p_{ман} \leqslant 600 \; кГ/см^2,$$

что близко к предельной величине давления, допускаемого для миканита.

Напряжение в ласточкином хвосте пластины при тех же условиях

$$\sigma_I' = k_c k_\theta \sigma_I \leqslant 2\,100 \ кГ/см^2,$$

что соответствует $67^0/_0$ предела текучести обычной коллекторной меди при изгибе.

Напряжение в болтах при тех же условиях

$$\sigma_б' = k_c k_\theta \sigma_б \leqslant 2\,850 \ кГ/см^2,$$

что соответствует $67^0/_0$ предела текучести стали 45 с термообработкой.

Кроме того, проверяются напряжения в выступающих частях пластины при максимальной эксплуатационной скорости вращения по формулам (3-62) и (3-62').

Рекомендуется иметь во избежание деформации выступающих частей пластины

$$\sigma_{II} = \sigma_{III} \leqslant 1\,400 \ кГ/см^2.$$

Следует указать, что при определении минимальной силы запрессовки коллектора $P_{запр}$ необходимо обеспечивать отношение

$$\frac{P_{запр}}{C_x} \geqslant 1{,}5,$$

где аксиальная составляющая ц. б. с. C_x находится по формуле (3-47). Это соотношение обеспечивает запас порядка 50% сил запрессовки над центробежными силами, стремящимися разрушить арку коллектора.

Изменяя конфигурацию ласточкиного хвоста пластины (фиг. 3-16 и 3-26), можно изменять соотношения между давлением на манжету и напряжением в сечении ласточкиного хвоста, что часто бывает необходимо для создания равнопрочности элементов коллектора.

В заключение следует указать, что напряжения на разрыв в сечении l_4 (фиг. 3-26) обычно бывают настолько незначительны, что нет надобности проверять прочность его, ибо размер l_4 лимитируется конструктивными и технологическими соображениями. Однако при необходимости такой проверки она может быть легко произведена по величине ц. б. с. верхней части пластины (для $1{,}25 \ n_{макс}$) и величине сечения l_4.

***Пример 3-2.* Расчет коллектора**

Двигатель тепловоза ДК-304

$$n_{исп} = 2\,800 \ об/мин.$$

Податливости

$$\lambda_б = 0{,}6 \cdot 10^{-6} \frac{18{,}7}{1{,}8^2 \cdot 10} = 0{,}35 \cdot 10^{-6} \ см/кГ;$$

$$\lambda_{ман} = 170 \cdot \frac{0{,}2}{25{,}6 \cdot 2{,}77} = 0{,}48 \cdot 10^{-6} \ см/кГ;$$

$$\lambda_к = 75 \left[\frac{(2 \cdot 4 + 2)^2}{100} + \frac{6}{36} \right] 11 \cdot 10^{-6} = 0{,}97 \cdot 10^{-6} \ см/кГ;$$

$$\lambda_{к.к} = 15 \cdot 10^{-6} \frac{0{,}08 \cdot 150}{84{,}5} \times \left(1 + \frac{0{,}87}{60} \cdot \frac{0{,}6}{0{,}08} \right) \cdot 10^{-6} = 2{,}33 \cdot 10^{-6} \ см/кГ.$$

Принимаем $p = 200 \ кГ/см^2$ (максимально 220 $кГ/см^2$):

$$P_{запр} = 200 \cdot 2{,}25 \cdot 84{,}5 = 38\,000 \ кГ;$$

$$p_{ман} = \frac{38\,000}{1{,}8 \cdot 2{,}77 \cdot 25{,}6} = 300 \ кГ/см^2$$

(максимально 330 $кГ/см^2$);

$$\sigma_I = 2{,}1 \cdot \frac{38\,000}{25{,}6 \cdot 3{,}05 \cdot 0{,}87} = 1\,170 \ кГ/см^2$$

(максимально 1 280 $кГ/см^2$);

$$\sigma_б = \frac{38\,000}{0{,}78 \cdot 1{,}8^2 \ 10} = 1\,500 \ кГ/см^2$$

(максимально 1 650 $кГ/см^2$);

$$C = 85\,000 \ кГ;$$

$$C_x = 0{,}29 \cdot 85\,000 = 24\,500 \ кГ;$$

$$k_c = 1 + \frac{24\,500}{38\,000} \cdot 0{,}64 = 1{,}41;$$

$$k_c' = 1 - \frac{24\,500}{30\,500} 0{,}5 = 0{,}60;$$

$$\Delta м = 17 \cdot 10^{-6} \cdot 60 \left[10 + \frac{25{,}6}{0{,}577} \ 0{,}87 \right] = 49\,500 \cdot 10^{-6};$$

$$\Delta с = 11{,}5 \cdot 10^{-6} \cdot 40 \left[18{,}7 + \frac{25{,}6}{0{,}577} \right] = 28\,700 \cdot 10^{-6};$$

$$P_0 = \frac{(49\,500 - 28\,700) \ 10^{-6}}{3{,}65 \cdot 10^{-6}} = 4\,900 \ кГ;$$

$$k_\theta = 1 + \frac{4\,900}{38\,000} = 1{,}13.$$

Удельное давление между пластинами при вращении в холодном состоянии

$$p' = 0{,}60 \cdot 200 = 120 \ кГ/см^2.$$

Нагрузки при вращении в нагретом состоянии и максимальной силе запрессовки

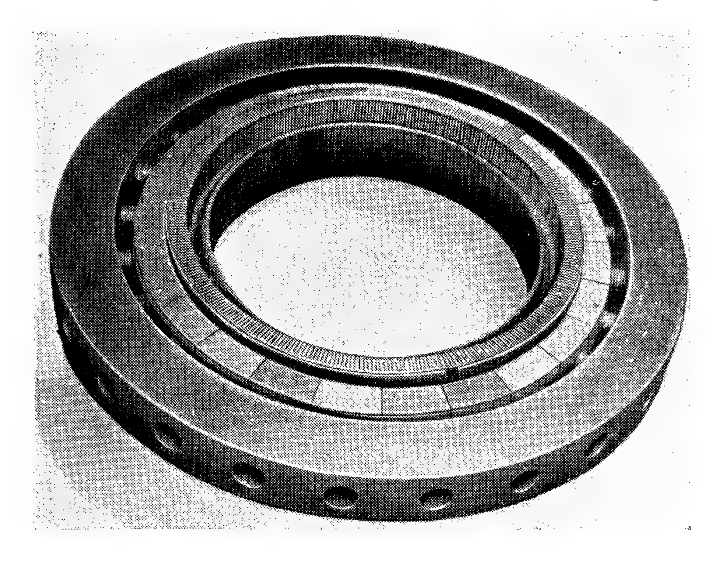
$$p'_{ман} = 330 \cdot 1{,}41 \cdot 1{,}13 = 530\ кГ/см^2;$$

$$\sigma'_{I} = 1\,280 \cdot 1{,}41 \cdot 1{,}13 = 2\,050\ кГ/см^2;$$

$$\sigma'_{б} = 1\,650 \cdot 1{,}41 \cdot 1{,}13 = 2\,650\ кГ/см^2.$$

Принципы технологии изготовления коллекторов

Как выше было показано, коллектор при работе машины подвержен непрерывным деформациям из-за изменения скорости вращения и нагрева.



Фиг. 3-32. Запрессовка коллектора в кольцо.

Для того чтобы коллектор не ослаб, т. е. чтобы не уменьшилось давление между его пластинами, необходимо довести практически до нуля остаточные деформации (усадку) миканита между пластинами и миканитовых манжет. Для этого при изготовлении коллектор подвергают ряду последовательных нагревов и прессовок, а также разгону при испытательной скорости вращения.

После сборки медных и миканитовых пластин в кольцо оно запрессовывается на гидравлическом прессе в специальном приспособлении, дающем радиальное (к центру) нажатие на пластины (фиг. 3-32). Давление между пластинами при этом обычно дают порядка 300—400 $кГ/см^2$.

В этом приспособлении коллектор дважды нагревается до температуры около 180° С и после каждого нагрева подпрессовывается в горячем состоянии и потом после остывания в холодном.

Затем производится механическая обработка ласточкиного хвоста, собираются крепящие элементы, затягиваются болты и снимается запрессовочное приспособление. Далее коллектор опять дважды нагревают примерно до 160° С и подпрессовывают на гидравлическом прессе давлением $P_{запр}$, указанном в чертеже.

После этого коллектор дважды подвергают разгону при испытательной скорости вращения ($1{,}25\ n_{макс}$) с одновременным нагревом до 140°.

После каждого такого разгона, который продолжается обычно 15—60 мин., коллектор в горячем состоянии подпрессовывают давлением $P_{запр}$ и, наконец, охладив, дают последний раз это давление. При всех указанных прессовках болты затягиваются до отказа.

Указанный примерный технологический процесс так называемой формовки коллектора при достаточно тщательном его проведении обеспечивает стабильность дальнейшей работы коллектора. Надо, однако, иметь в виду, что последующие операции при намотке якоря могут создать дополнительные напряжения в элементах коллектора. Речь идет о сушках якоря до и после пропитки и о пайке петушков коллектора в ванне. Особенно большие температурные напряжения могут возникнуть в случае якорей с кремнийорганической изоляцией, когда сушка идет при температуре около 180—200° С, и при пайке петушков в ванне в течение короткого промежутка времени, когда медь сильно разогревается, а втулка, нажимная шайба коллектора и болты — незначительно. Хотя после указанных операций производится подтяжка болтов (или гайки), но все же здесь могут иметь место не компенсированные дополнительные усадки миканита.

Поэтому в некоторых случаях считается целесообразным производить последнюю формовку коллектора на готовом якоре, при максимальной скорости вращения, с одновременным нагревом коллектора (или с предварительным подогревом всего якоря).

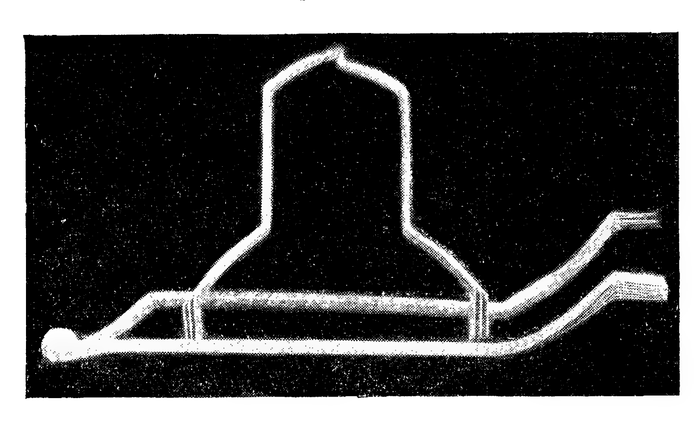
Однако следует заметить, что качественно проведенная формовка коллектора при его изготовлении обеспечивает удовлетворительную работу его в эксплуатации; и потому указанная операция формовки на готовом якоре может оказаться целесообразной только для специальных машин.

Проверка напряжений в элементах коллектора, получающихся при технологических нагревах его, может быть произведена путем вычисления коэффициента k_θ по формулам (3-53) и (3-57). Естественно, что эти напряжения не должны превосходить максимально допустимых значений, указанных выше, во избежание появления остаточных деформаций в деталях.

3-4. ОБМОТКА ЯКОРЯ

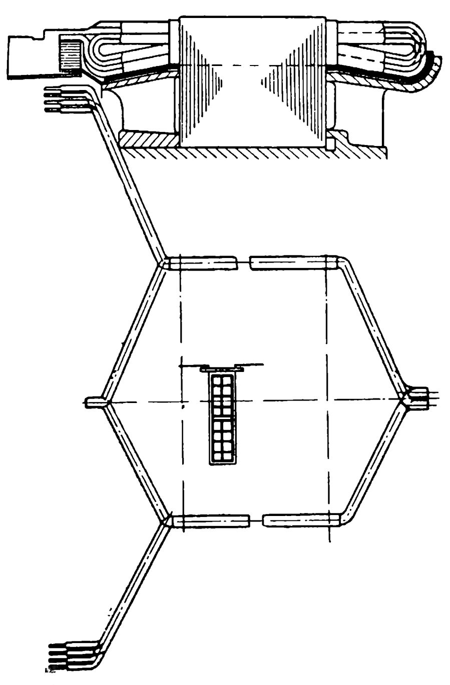
Конструкция

Применяются два типа якорных катушек: стержневые — одновитковые и проволочные — многовитковые. Первые изготовляются для средних и крупных тяговых электрических машин (фиг. 3-33). В соответствии с типом применяемой обмотки (волновая или петлевая) передние лобовые части катушки имеют ту или иную конфигурацию.



Фиг. 3-33. Стержневые якорные катушки.

Проволочные катушки (фиг. 3-34) применяются только в двигателях для шахтных электровозов и в трамвайных двигателях с напряжением на коллекторе 550 *в* (два или три витка в секции), а также в высоковольтных вспомогательных машинах. Проволочные катушки изготовляются только для волновых обмоток.

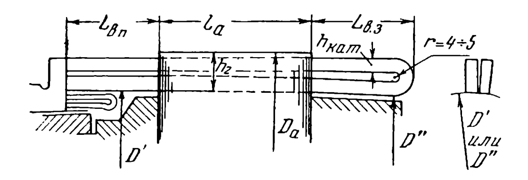


Фиг. 3-34. Проволочная катушка с двойной головкой.

Большинство стержневых одновитковых катушек изготовляется с переходом верхней стороны в нижнюю посредством головки, где проводники загибаются на ребро с радиусом 4—5 *мм* (фиг. 3-35).

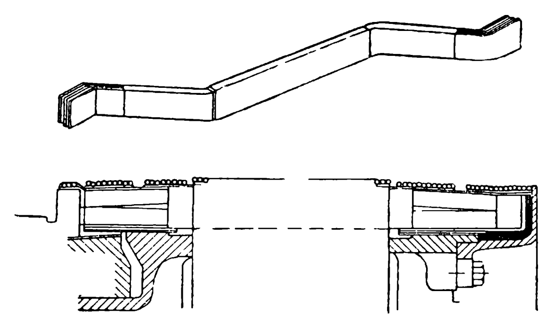
Только в крупных электровозных двигателях при высоких стержнях применяется иногда (в частности, на двигателе ДПЭ-400) транспозиция проводников, при которой якорные катушки изготовляются в виде половинок — разрезных полукатушек, соединенных с задней стороны скобками (фиг. 3-36). Стержневые катушки изготовляются с тремя, четырьмя, пятью, шестью,

семью секциями, изолированными вместе. Наиболее распространена система, при которой стороны секций одной стороны катушки лежат рядом друг с дру-



Фиг. 3-35. Условное изображение якорной обмотки.

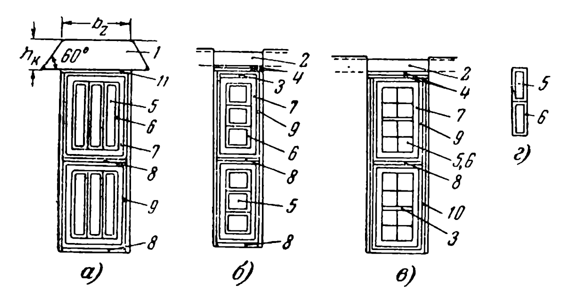
гом в горизонтальном ряду (фиг. 3-37,*а*). При более или менее значительном числе секций в катушке это вызывает значительную потерю места



Фиг. 3-36. Разрезная обмотка якоря.

на изоляцию проводников по ширине паза. Поэтому понятно преимущество с этой точки зрения вертикального расположения проводников в пазу (фиг. 3-37,*б*).

Надо, однако, указать, что при такой раскладке проводников сильно



Фиг. 3-37. Изоляция пазовой части якорной катушки при горизонтальном (*а*), вертикальном (*б*), горозонтально-вертикальном (*в*), расположении проводников, с разделением стержня по высоте (*г*).

усложняется их присоединение к коллектору, так как приходится производить развальцовку концов их, чтобы иметь возможность вложить эти концы в шлицы пластин. Преимущества такой вертикальной раскладки в смысле уменьшения толщины изоляции по ширине паза и уменьшения добавочных потерь (о чем будет сказано ниже) все же позволяют предполагать, что эта система расположения сторон секций в якорной катушке может получить широкое распространение наряду с перегнутыми секциями, располагающимися на ребро в нижнем слое и плашмя в верхнем. Паз в последнем случае имеет ступенчатую форму.

Известны также случаи выполнения обмоток с четырехслойным расположением сторон секций в пазу, что может оказаться перспективным для высоковольтных машин.

При высоких стержнях во избежание больших добавочных потерь в них производится часто разделение их по высоте на два (редко три) параллельных стержня (фиг. 3-37,*г*) или транспозиция (фиг. 7-16 и 7-17).

Проволочные катушки тяговых двигателей изготовляются либо с расположением сторон секций по ширине паза (витки при этом размещаются под каждой стороной секции), либо с расположением сторон секций в два слоя, а витков под ними (фиг. 3-37,*в*). Последний способ укладки дает, очевидно, экономию изоляции по ширине паза.

В обоих случаях многовитковые якорные катушки (из прямоугольной проволочной меди) имеют с задней стороны двойную головку, позволяющую наиболее удобный вывод проводников к коллектору (фиг. 3-34).

Только в многовитковых якорных катушках вспомогательных машин из круглой меди с задней стороны делается обычная головка.

Изоляция якорных катушек

На фиг. 3-37,*а* — *в* представлена обычная конструкция изоляции пазовой части катушки. В случае стержневых секций применяется только изоляция класса В или кремнийорганическая СВ.

Голый медный проводник *5* (ГОСТ 434-53) изолируется обычно одним слоем в полуперекрытие микаленты ЛФЧ (ГОСТ 4268-48) толщиной 0,1 *мм* (применение микаленты толщиной 0,08 следует избегать ввиду ее высокой стоимости) или кремнийорганической стекломикалентой ЛСФК толщиной 0,13 *мм.* В ряде низковольтных машин часто применяется изолированный пропитанной стеклопряжей провод марки ПСД (ГОСТ 7019-54) или ПСДК (кремнийорганический). Применения провода марки ПДА (ГОСТ 7019-54) следует избегать ввиду его значительно худшего качества.

Основная корпусная изоляция *7* делается либо в виде микаленты ЛФЧ толщиной 0,13 или 0,1 *мм* (или ЛСФК толщиной 0,13 или 0,15 *мм*), намотанной в несколько слоев в полуперекрытие, либо в виде простынки из микашелка ЛЧФШБ или микабумаги толщиной 0,2 *мм*, обернутых в несколько слоев.

Поверх основной изоляции ставится покровная стеклянная лента *9* (ГОСТ 5937-51) толщиной 0,15 *мм* в пропитанном состоянии, один слой встык или для ответственных машин в полуперекрытие.

Пазовой изоляции обычно не предусматривается, но на дно паза и между сторонами катушки закладываются прокладки *8* из маканита толщиной 0,3 или 0,5 *мм.* Иногда предусматривается постановка прокладки *3* из этого же материала в верхнюю сторону катушки (3-37,*б*).

Если якорные катушки удерживаются в пазах клиньями *1* из текстолита Б (ГОСТ 2910-54) или стеклотекстолита СТК, под них ставится прокладки *11* из миканита или стекломиканита толщиной 0,3 или 0,5 *мм.*

Если якорные катушки выполняются проволочными, многовитковыми (фиг. 3-37,*в*), возможно изготовление их как на материалах классов В или СВ (провод медный изолированный ПСД или ПСДК), так и на материалах класса А (провод медный изолированный ПБД, ГОСТ 6324-52). Повидимому, изоляция класса А не будет в дальнейшем применяться для тяговых машин ввиду ее значительно худших изоляционных свойств в отношении влагостойкости и меньшей теплостойкости, чем у изоляции класса В, но так как в эксплуатации находится ряд двигателей с этой изоляцией, на ней следует все же остановиться.

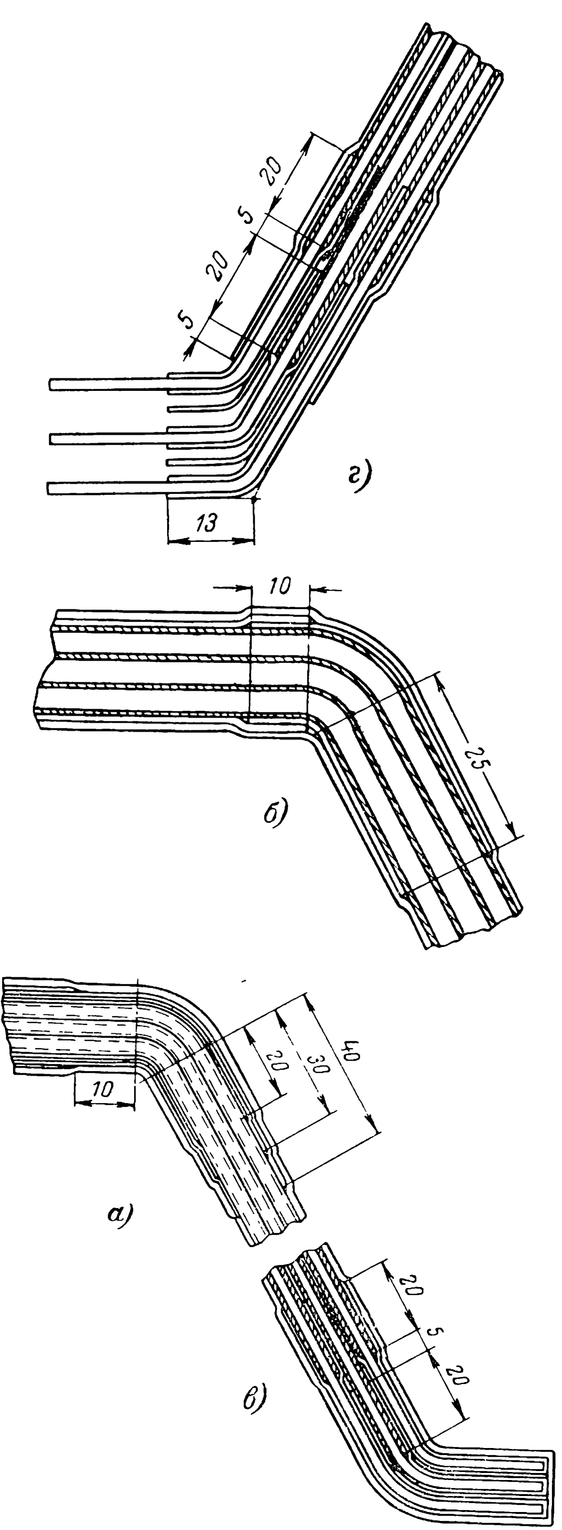
В случае изоляции класса В или СВ корпусная изоляция *7* делается всегда из простынки, как было указано выше. Покровная стеклолента *7* накладывается встык. Кроме того, ввиду меньшей жесткости проволочных секций рекомендуется в этом случае применение пазовой изоляции из электрокартона ЭВ (ГОСТ 2824-45) толщиной 0,3 *мм* лакированного или электронита. Прокладки *3*, *4* и *8* ставятся из указанных выше материалов.

В случае изоляции класса А корпусная изоляция *7* делается из простынки хлопчатобумажной или шелковой (для высоковольтных машин) лакоткани ЛХ2 или ЛШ2 (ГОСТ 2212-43) толщиной 0,2 или 0,12 *мм* соответственно. Покровная лента — тафтяная ГОСТ 4514-48, пропитанная толщиной 0,28—1 слой встык. Пазовая изоляция — лакированный электрокартон ЭВ толщиной 0,3 *мм.*

Лобовые части катушек нет надобности изолировать так же, как пазовую, поскольку они отделены от обмоткодержателей слоем изоляции последних. Поэтому изоляция лобовых частей катушки ограничивается наложением покровной ленты в полуперекрытие, а верхняя петля головки проволочной катушки (фиг. 3-34) изолируется дополнительно в полуперекрытие той же лентой (классы В и СВ) или лентой из перкаля (ГОСТ 1791-54) толщиной 0,1 *мм* (класс А).

Так как одной из наиболее уязвимых с точки зрения пробоя частей катушки является загиб при переходе прямолинейной пазовой части в лобовую, то это место всегда должно быть надежно изолировано.

При изолировке пазовой части катушки микалентой она выводится за угол, как показано на фиг. 3-38,*а*, с постепенным уменьшением числа слоев в две-три ступени. При изолировке пазовой части катушки простынкой на



Фиг. 3-38. Изоляция лобовых частей якорных катушек.

а — угол, изолированный лентой; *б* — угол, изолированный простынкой; *в* — головка; *г* — конец.

угол накладывается шелково-слюдяная или стекломиканитовая лента 0,15 *мм* в полуперекрытие с заходом под простынку (фиг. 3-38,*б*). Число слоев ленты берется от одного до трех в зависимости от напряжения машины. При изоляции класса А берется лента из хлопчатобумажной или шелковой лакоткани.

Головки и концы проводников стержневых секций с изоляцией класса В изолируются вместо микаленты шелково-слюдяной лентой 0,15 *мм* Это необходимо в связи с тем, что применяемая для изолировки остальных частей проводника микалента 0,1 *мм* клеится на тонкой бумаге и не является достаточно прочной механически, как это требуется для данных узлов. Изоляция этих мест катушки показана на фиг. 3-38,*в* и *г*. Как видно из них, благодаря нахлесту двух лент друг на друга получается местное утолщение изоляции, для уменьшения которого разносят места стыков в отдельных проводниках. Применение на всей длине проводника шелково-слюдяной ленты 0,15 *мм* не давало бы таких местных утолщений якорной катушки на лобовых частях, но зато вызвало бы утолщение пазовой части, что было бы нецелесообразно.

При изготовлении стержневых секций из меди ПСД или ПСДК на головки и концы каждого проводника дополнительно накладывается пропитанная стеклолента 0,15 — один слой в полуперекрытие (поверх изоляции провода). Это является необходимым ввиду возможности повреждения изоляции ПСД (ПСДК) при формовке секций на головках их и распушения изоляции на концах проводников.

Изолированные проводники стержневой якорной катушки, сложенные вместе, подвергаются обычно горячей прессовке в прессформе по пазовым частям. Изолированная микалентой стержневая катушка также прессуется в прессформе по пазовой части, а в некоторых случаях (для получения меньших размеров) и по лобовым частям, хотя последняя операция требует сложного технологического оснащения. Если такая опрессовка лобовых частей катушек производится, целесообразно

иметь одинаковую толщину катушки на лобовых частях, подобрав соответственно количество слоев основной изоляции на лобовых частях, а не сводя ее на нет, как это указывалось выше.

Если же стержневая катушка не имеет непрерывной (микалентной) изоляции, а изолируется, как и проволочная катушка, простынкой, прессовка ее не производится. При этом простынка, накладываемая на пазовую часть катушки, должна быть хорошо утянута и отглажена. В этом случае получаемые размеры катушки обычно не превосходят таковых же для катушек с непрерывной изоляцией и прессовкой ее.

В приложении 2 приведены данные об основных, применяемых в тяговых машинах изоляционных материалах. Следует указать, что в последнее время получает распространение новый, весьма перспективный материал — фторопласт. Эта синтетическая пленка имеет высокую механическую прочность, теплостойкость, является чрезвычайно влагостойкой и обладает высокой диэлектрической прочностью. Она, повидимому, сможет заменить мика- и стекломикаленты, требующие применения высокосортной слюды.

Весьма перспективным материалом является также резиностеклолакоткань, обладающая хорошей утяжкой, достаточно высокими механическими и диэлектрическими свойствами и малой толщиной.

При выборе толщины корпусной изоляции якорной катушки исходят на основании многолетнего опыта из 2,5—3-кратного запаса диэлектрической прочности готовой катушки по отношению к испытательному напряжению готовой машины ($2U + 1\,000$ *в*). Для величин напряжений по отношению к корпусу, применяемых в тяговых электрических машинах, получается ряд желательных пробивных напряжений, указанных в табл. 3-2.

Для определения необходимой толщины изоляции катушки в пазовой части принимается в расчет диэлектрическая прочность только основной корпусной изоляции катушки *7* в пазовой части (фиг. 3-37). Собственную изоляцию проводника, покровную ленту катушки *9*, а также пазовую изоляцию *10* (если таковая имеется) в расчет не вводят. Исключение составляют лишь машины с напряжением около 150 *в* и ниже, где следует принимать в расчет половину толщины пазовой изоляции.

В случае, если якорная катушка изолируется лентой в полуперекрытие, за расчетную толщину корпусной изоляции принимается 75% суммарной толщины ее. Этим учитывается то обстоятельство, что стыки ленты, где имеется одна толщина, практически никогда не совпадают в различных слоях (число слоев корпусной изоляции обычно всегда не менее 2), да и если бы они и совпадали, то все же при расчете нельзя было бы исходить из 50% толщины изоляции, поскольку воздух или лак, находящийся в месте стыков, также имеет определенную диэлектрическую прочность.

Как видно из приложения 2, диэлектрическая прочность применяемой для корпусной изоляции микаленты и кремнийорганической стекломикаленты составляет около 14 *кв/мм*. Диэлектрическая прочность применяемых для корпусной изоляции тяговых двигателей простынок из микашелка, микабумаги и кремнийорганического стекломиканита составляет около 12 *кв/мм*. Диэлектрическая прочность простынок из лакотканей получается, по данным приложения 2, значительно большей, но следует помнить, что цифры эти даны для состояния поставки и диэлектрическая прочность существенно падает после перегибов при изолировке (благодаря надломам ткани), что в значительно меньшей степени наблюдается для слюдяных композиций.

Эта несколько повышенная диэлектрическая прочность простынок (особенно шелковой) используется часто в высоковольтных вспомогательных машинах для уменьшения толщины корпусной изоляции в них.

В табл. 3-2 приведены данные для определения требующихся толщин изоляции при разных напряжениях с учетом сказанного выше.

Как видно из табл. 3-2, стандартное число слоев изоляции, принятое при изготовлении тяговых машин, обеспечивает запас диэлектрической прочности изоляции, близкий к 3 (для

Таблица 3-2

Номинальное напряжение машины, *в*	Испытательное напряжение машины, *в*	Желательное пробивное напряжение катушки, *в*	Соответствующая суммарная толщина изоляции катушки, *мм*		Стандартное число слоев изоляции (полная толщина), *мм*	
			микалента	простынка	микалента в полуперекрытие, толщина 0,13 *мм*	простынка 0,2 *мм*
150	1 500	4 500	0,43—0,15=0,28	0,37—0,15=0,22	1/0,26	$1\frac{1}{2}$/0,2
250	1 500	4 500	0,43	0,37	2/0,4 (толщина 0,1)	$2\frac{1}{4}$/0,4
550	2 200	6 300	0,6	0,52	3/0,6 (толщина 0,1)	$3\frac{1}{4}$/0,6
750	2 650	7 500	0,72	0,62	3/0,78	$4\frac{1}{4}$/0,8
1 500	4 300	12 000	1,15	1,0	4/1,04	$5\frac{1}{4}$/1,0
3 000	7 600	21 000	2,0	1,75	6/1,56	$8\frac{1}{4}$/1,6

Примечания: 1. Для напряжения 150 *в* учитывается половина толщины изоляции паза.

2. $1\frac{1}{2}$ оборота простынки означает то, что с одной боковой стороны катушки имеется две толщины ее; $1\frac{1}{4}$ оборота означает, что толщины боковых сторон катушки одинаковы, а загиб простынки сделан сверху.

высоковольтных машин на 3 000 *в* несколько ниже).

Таким же образом может быть определена требуемая толщина изоляции якорной катушки и в случае применения других изоляционных материалов, а также для напряжений, отличных от указанных. При этом следует иметь в виду, что согласно ГОСТ 2582-50 максимальное напряжение может превышать примерно на 30% значения, указанные в табл. 3-2. Поэтому при подборе толщины изоляции для тепловозных машин, например, следует исходить из 80% максимального значения напряжения тягового генератора.

Определение размеров толщины и высоты якорной катушки в пазовой части и на лобовых частях может быть практически произведено суммированием арифметических толщин меди и изоляции. При более точных конструктивных расчетах принимаются толщины материалов с верхним допуском и учитывается усадка катушки при прессовках в процессе изготовления или при закладке в паз. Однако результаты этих уточненных расчетов мало отличаются от метода, указанного выше.

Размер паза по ширине в свету (сборочный) берется на 0,1—0,2 *мм* больше толщины катушек для стержневых секций и на 0,3—0,4 *мм* больше для проволочных (учитывая их меньшую монолитность). Размер паза по высоте берется без какого-либо допуска против размера высоты катушки плюс место под бандаж или клин.

Штамповочный размер паза делается на 0,2 *мм* больше сборочного.

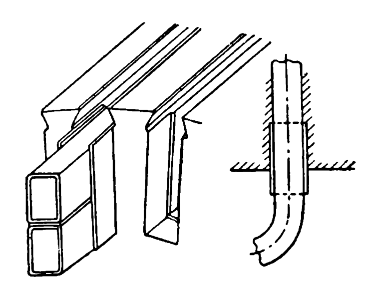
Изоляция обмотки

Нажимные шайбы якоря (обмоткодержатели) изолируются несколькими слоями асбестовой бумаги, гибкого миканита (классы B, CB) или электрокартона, лакоткани (класс A), скрепленных стеклянной или киперной лентами.

Теоретически нужная толщина этой изоляции может быть определена указанным выше методом, но практически толщина ее, выработанная долголетним опытом, колеблется от 1,5 до 4 *мм* в зависимости от напряжения машины. Во всяком случае, общая толщина миканита (класс B или CB) или лакоткани с электрокартоном (класс A) должна быть не меньше значений, указанных в последней графе табл. 3-2, а остальное заполняется асбестовой бумагой или другим заполнителем.

Изоляция между верхними и нижними сторонами катушки на лобовых частях также должна содержать миканит или электрокартон общей толщиной не менее половины значений, указанных в последнем столбце табл. 3-2. Остальное пространство, определяемое конфигурацией лобовых частей, заполняется асбестовой бумагой и т. п.

Изоляция сверху лобовых частей обмотки (подбандажная) состоит, как правило, из одного слоя гибкого миканита 0,3—0,5 *мм* и одного слоя электрокартона 0,5 *мм* (класс В) или из гибкого миканита и асбестовой ленты или толстой стеклоткани (класс СВ). Для изоляции класса А гибкий миканит заменяется обычно лакотканью или электрокартоном.

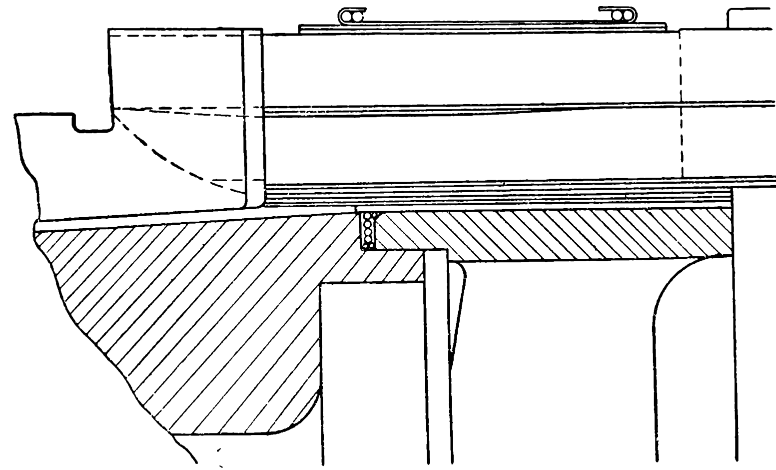


Фиг. 3-39. Усиление изоляции обмотки якоря в местах выхода из пазов.

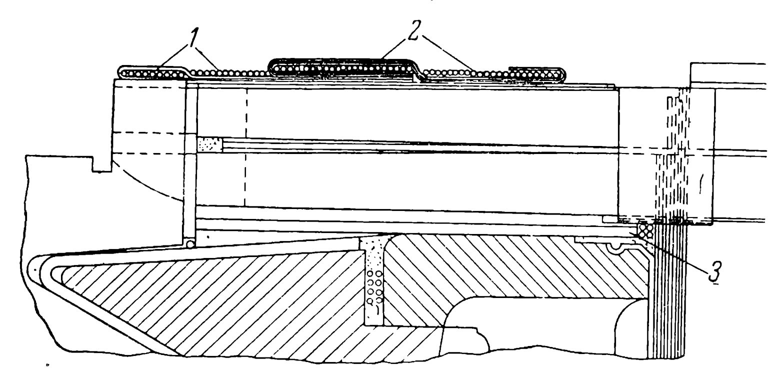
Как уже отмечалось выше, концевая часть пазов делается очень часто с расширенными размерами (на 2 *мм* по ширине и 1 *мм* по высоте). Сюда вставляется угловая U-образная изоляция (фиг. 3-39), состоящая из гибкого миканита и электрокартона (классы А, В) или стекломиканита (класс СВ) общей толщиной 0,6—0,7 *мм* на сторону. Этим достигается защита изоляции якорной катушки от возможных повреждений о края стального пакета. Кроме того, рекомендуется запиливать края паза, не допуская острых углов, что особенно важно при высоких напряжениях.

На фиг. 3-40 показана изоляция передней лобовой части обмотки с открытыми петушками, характерная для машин городского транспорта на 550, 750 *в*. На фиг. 3-42 представлена аналогичная система изоляции для проволочной обмотки шахтных и тому подобных небольших машин.

На фиг. 3-41 показана изоляция передней лобовой части высоковольтной тяговой машины с закрытыми петушками. В этом случае петушки закрыты специальным чехлом из сурового полотна или стеклоткани, удерживаемым бечевочным бандажом (для класса СВ — бандажом из стеклошнура). Делается это для предупреждения возможности попадания угольной пыли, грязи, влаги и т. п. в просветы между проводниками у коллектора и является целесообразным для электродвигателей на 3 000 *в* и в некоторых других случаях. Металлический бандаж, как показано на фиг. 3-41, в части, прилежащей к коллектору, обернут миканитовой изоляцией и поверх нее чехлом из сурового полотна или толстой стекло-



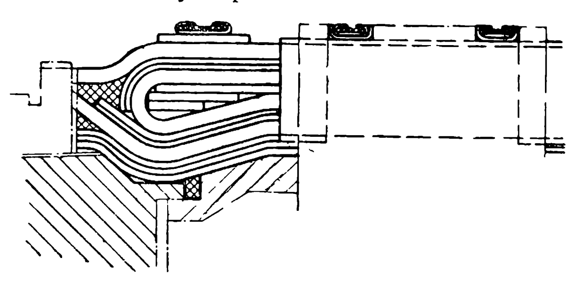
Фиг. 3-40. Изоляция передней лобовой части обмотки якоря с открытыми петушками.



Фиг. 3-41. Изоляция передней лобовой части обмотки якоря с закрытыми петушками.

1 — бечевочный бандаж; 2 — металлический бандаж; 3 — миканитовые полукольца.

ткани. Делается это во избежение возможности поверхностного перекрытия с коллектора на бандаж, что может иметь место в высоковольтных машинах, поскольку металлический бандаж, расположенный между находящимся под напряжением коллектором и заземленным стальным пакетом якоря, может иметь относительно петушков значительную разность потенциалов.



Фиг. 3-42. Изоляция передней лобовой части проволочной обмотки якоря.

Часто в высоковольтных машинах производят также отбортовку крайнего листа пакета якоря на нажимную шайбу, уплотняя этот стык во избежание проникновения влаги вентилирующего воздуха внутрь обмотки. Для этой же цели тщательно заполняется щель между нажимной шайбой якоря и коллектором (фиг. 3-41).

Чтобы предотвратить возможность изгиба концов проводников якоря у коллектора и стального пакета при бандажировке, передние лобовые части обмотки должны лежать таким образом, чтобы опора их происходила по всей длине на изоляцию и ни в коем случае не на шлиц пластины и дно паза якоря. Поэтому изоляция нажимных шайб должна быть уложена так, чтобы уровень ее (в опрессованном состоянии) был выше на 1 *мм* дна шлица и находился на уровне дна паза. В ответственных случаях иногда эта изоляция выполняется в виде заранее отформованных миканитовых полуколец, как это показано на фиг. 3-41.

В гл. 1 указывалось, что двигатели с осевой подвеской испытывают значительные динамические ускорения от ударов колес о неровности пути, и было установлено, что эти ускорения на поверхности якоря могут достигать величин до 25 g. Б. Н. Тихменевым было показано, что эти динамические ускорения являются основной причиной поломок проводников у петушков коллектора, иногда наблюдающихся у машин с осевой подвеской и с тонкими (около 0,8—1,0 *мм*) проводниками.

Можно рассматривать участок проводника между петушком и бандажом как балку с заделкой с одного конца (петушок) и опертую на другом (бандаж). В тангенциальном направлении на эту балку действует равномерно распределенная сила $p = m \cdot 25\ g$.

Обозначим:

b — толщина проводника, *см*;

h — высота проводника, *см*;

l — расстояние от петушка до бандажа, *см*;

γ — удельный вес материала проводника ($\gamma = 8{,}9$).

Тогда, как известно, максимальный момент в месте заделки будет равен:

$$M = \frac{pl}{8} = \frac{\gamma bh \cdot 1{,}5 l \cdot 10^{-3}}{g} 25 g\ \frac{l}{8}\ [кГсм]$$

или

$$M=\frac{1,5bhl^2\gamma}{8g}25g\cdot 10^{-3}\ [\kappa\Gamma c\mathit{м}].$$

Здесь коэффициент 1,5 учитывает загиб проводника по выходе из шлица (фиг. 3-38, *г*).

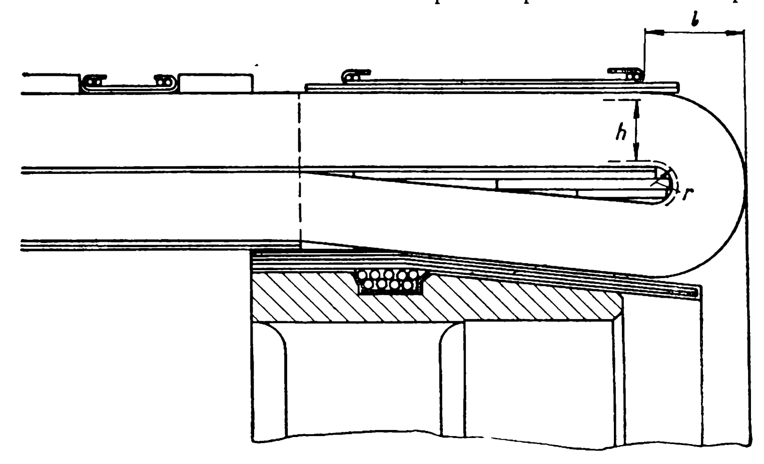
Момент сопротивления проводника для силы p:

$$W=\frac{b^2h}{6}.$$

признать вполне реальной возможность последующей его поломки в эксплуатации от динамических усилий.

Из формулы (3-63′) следует, что в таких опасных с точки зрения механической прочности проводника случаях следует иметь возможно меньшее расстояние (около 20 *мм*) от петушка до бандажа.

Еще более радикальным средством борьбы против такой вибрации проводников является заполнение пустот между проводниками у петушков специальной пастой, нагнетаемой в это пространство под давлением и затем затвердевающей при запечке. При этом проводники уже не могут вибрировать, чем практически исключается возможность их поломки. Такого рода паста состоит из маршалита (43%) и мела (30%) с добавкой некоторых других веществ, разведенных в кремнийорганическом лаке ЭФ5. Она запекается при температуре 110° С при сушке якоря во время пропиточных операций.



Фиг. 3-43. Изоляция задней лобовой части обмотки якоря с открытой шайбой.

Таким образом, статическое напряжение в проводнике

$$\sigma_{cm}=\frac{M}{W}=10\frac{l^2(25g)}{bg}10^{-3}\ [\kappa\Gamma/c\mathit{м}^2] \quad (3\text{-}63)$$

или

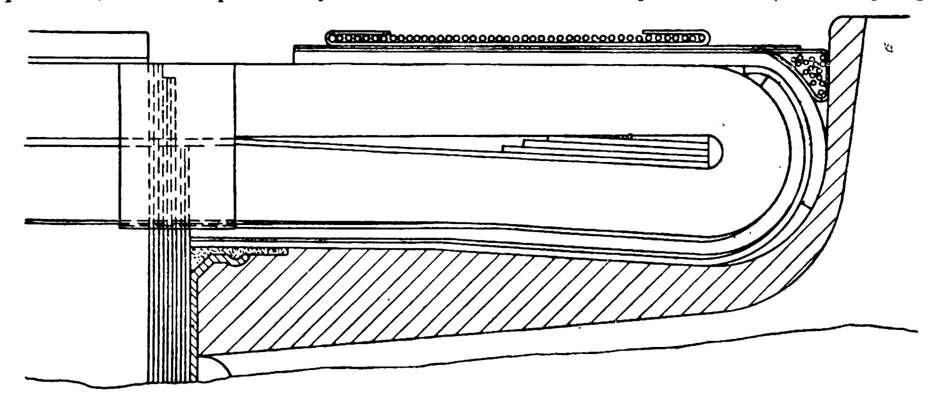
$$\sigma_{cm}=0,25\frac{l^2}{b}[\kappa\Gamma/c\mathit{м}^2]. \quad (3\text{-}63')$$

Следовательно, при толщине проводника 0,8 *мм* и длине $l=30$ *мм* значение σ_{cm} достигает 30 *кГ/см²*, что составляет около 5% от предела выносливости обмоточной меди ($\sigma_{-1}=$ $=600$ *кГ/см²*).

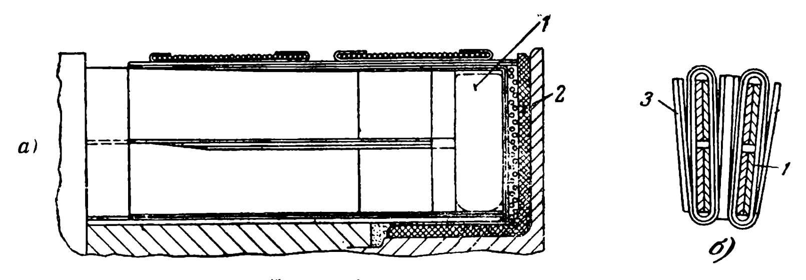
Учитывая возможность наличия бóльших динамических усилий, чем $25g$, всегда существующую опасность некоторого надлома тонкого провода при закладке его в шлиц пластины (от захвата плоскогубцами, подбивки и т. п.), а также увеличение расчетной величины σ_{cm} вследствие концентрации напряжений в месте впайки провода (резкий переход сечения, влияние полуды и т. п.), следует

Если обмотка якоря является петлевой, она снабжается уравнительными соединениями. Уравнительные соединения делаются из меди той же толщины, что и секции якорной катушки, и изолируются шелково-слюдяной (или стеклослюдяной) лентой один слой в полуперекрытие, и поверх стеклолентой также один слой в полуперекрытие. Сечение проводника уравнительного соединения берется от 25 до 33% от сечения проводника обмотки якоря,

а число соединений делается обычно одно на паз. Наилучшим для размещения уравнительных соединений является место у коллектора под передними лобовыми частями обмотки (фиг. 3-3 и 3-16). После укладки уравнительные соединения могут быть забандажированы, хотя в ряде случаев это надежно защищает головки обмотки. На фиг. 3-45 представлена изоляция задних лобовых частей разрезной обмотки. В этом случае верхние и нижние якорные полукатушки соединяются медными скобками *1* (фиг. 3-45), приваренными к проводникам тугоплавким припоем (медно-фосфорис-



Фиг. 3-44. Изоляция задней лобовой части обмотки якоря с закрытой шайбой.



Фиг. 3-45. Изоляция задней лобовой части разрезной обмотки якоря.
а — общий вид; *б* — соединения полукатушек.
1 — соединительная скоба; *2* — миканитовый фланец; *3* — миканитовая расклинка.

не делается, так как они надежно удерживаются расположенными сверху лобовыми частями обмотки. Только в однофазных коллекторных двигателях применяется часто расположение уравнителей с задней стороны (фиг. 7-5).

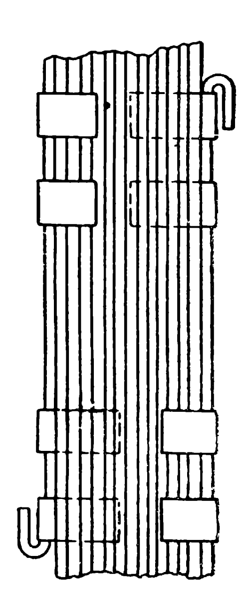
На фиг. 3-43 показана изоляция задних лобовых частей обмотки якоря с открытой задней нажимной шайбой (обмоткодержателем). Эта конструкция, характерная для машин городского транспорта, проста технологически и обеспечивает хорошее охлаждение головок обмотки. На фиг. 3-44 представлена изоляция задних лобовых частей с закрытой нажимной шайбой, характерная для высоковольтных и некоторых других машин. Это выполнение обмотки более трудоемко, создает худшие условия охлаждения, но более тым) контактной сваркой. Размер скобы по ширине определяется контактной плотностью тока при номинальном режиме 0,25—0,3 *а/мм*², но не должен быть менее 12—15 *мм*. Скобы обертываются гибким миканитом и расклиниваются миканитовой прокладкой *3*.

Для возможности сварки проводников задняя нажимная шайба делается открытой, а после обмотки и сварки к ней присоединяется фланец с бортом при помощи болтов (фиг. 3-36). Изоляция обмотки от этого фланца осуществляется специальным отформованным миканитовым фланцем *2* (фиг. 3-45,*а*) с заполнением зазора бечевкой или стеклочулком.

Описанная конструкция чрезвычайно трудоемка, имеет уязвимые места с точки зрения возможностей поверх-

ностных перекрытий с концов обмотки на фланец и потому не может считаться совершенной технически. В новых конструкциях тяговых машин ее нецелесообразно применять, кроме некоторых специальных случаев, связанных с вопросами механической прочности головок лобовых частей, о чем будет сказано ниже.

На лобовых частях обмотка якоря закрепляется металлическим бандажом, обычно из специальной луженой



Фиг. 3-46. Закрепление концов бандажа.

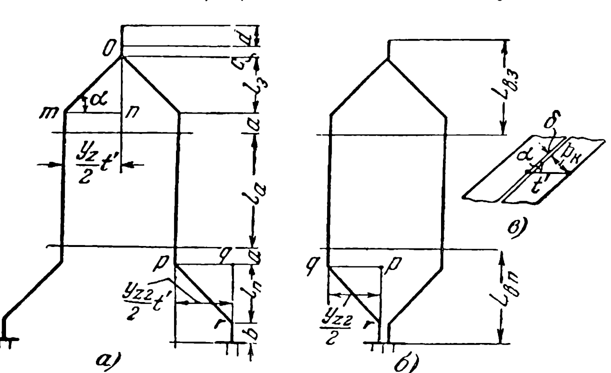
бандажной проволоки диаметром от 1 до 2,5 *мм* (ОСТ 2002-38) из стали 65 *г* (ГОСТ 1050-52). Механические свойства проволоки следующие: предел прочности $\sigma_B = 170-180$ *кГ/мм²*, предел текучести $\sigma_T = 130-150$ *кГ/мм²*. Иногда встречаются случаи применения специальной немагнитной проволоки, имеющей меньшие значения σ_B и σ_T, но зато уменьшающей поток рассеяния.

Через каждые 100—150 *мм* бандаж закрепляется скобами из жести толщиной 0,25 *мм*.

В пазовой части обмотка закрепляется либо тоже бандажом, расположенным в нескольких канавках шириной не свыше 20—25 *мм* каждая, либо клиньями из текстолита Б (ГОСТ 2910-54) или стеклотекстолита при изоляции класса СВ. Клин имеет толщину 5—6 *мм*, с углом 60° (фиг. 3-37,*а*).

В настоящее время наблюдается тенденция применять клиновое крепление обмотки, так как при нем отсутствуют значительные потери в бандажах, уменьшается реактивная э. д. с., исключается возможность распайки бандажей и упрощается технология изготовления. Только в машинах с малым диаметром якоря клиновое крепление может быть нецелесообразно из-за потери 2—3 *мм* по высоте паза.

Способ закрепления концов бандажа показан на фиг. 3-46. После намотки и закрепления бандаж по всей длине пропаивается ПОС40 (ГОСТ 1499-54) (в ответственных случаях чистым оловом), а в случае применения изоляции класса СВ — свинцово-серебряным или свинцово-кадмиевым припоем, или чистым оловом.



Фиг. 3-47. К расчету вылетов обмотки якоря.
а — волновая обмотка; *б* — петлевая обмотка; *в* — зазор в косых частях катушки.

Шлицы коллекторных пластин, в которые закладываются концы проводников обмотки якоря, фрезеруются под размер на 0,2—0,3 *мм* шире, чем ширина проводника. Концы проводников и шлицы лудятся ПОС30 или ПОС40. Пайка концов якорной обмотки в шлицах коллектора делается обычно в специальной ванне или контактной сваркой.

Наиболее целесообразным припоем в данном случае является ПОС61, имеющий одинаковую температуру для начала и конца затвердевания (180° С),

хотя многие менее ответственные машины с успехом паяются ПОС40, имеющим начало и конец затвердевания в интервале 180—220° С. В последнем случае надо следить, чтобы температура припоя была близка к верхней цифре для обеспечения его большей текучести.

Машины с изоляцией класса СВ (кремнийорганической) проходят технологические операции сушки якорей при температуре 180—200° С. Поэтому припои типа ПОС для них непригодны.

В этом случае применяется указанный выше свинцово-серебряный припой ПССр-3,5, имеющий температуры начала и конца затвердевания около 300 и 360° С, свинцово-кадмиевый, имеющий эти температуры порядка 225 и 250° С, или чистое олово.

Расчет вылетов лобовых частей

При конструировании машины необходимо определить вылеты лобовых частей обмотки $L_{в.п}$ и $L_{в.з}$ (фиг. 3-35), определяющие аксиальный размер якоря.

На фиг. 3-47 представлены развертки катушек якоря волновой и петлевой обмоток. Из них видно, что

$$L_{в.п} = l_п + a + b; \quad (3\text{-}64)$$

$$L_{в.з} = l_з + a + c + d, \quad (3\text{-}65)$$

где $l_п$ — вылет косой части катушки с передней стороны;

$l_з$ — вылет косой части катушки с задней стороны;

a — прямолинейный участок катушки по выходе из паза (с учетом радиуса изгиба); этот размер рекомендуется выбирать по табл. 3-3;

b — прямолинейный участок концов проводников у коллектора (с учетом радиуса изгиба); этот размер рекомендуется брать 12 — 15 *мм*;

c — прямолинейный участок у головки катушки (с учетом радиуса); этот размер может быть принят равным 2—5 *мм*, а для разрезных катушек — 12 *мм*;

d — размер головки катушки, который, как усматривается из фиг. 3-35, равен:

$$d = r + h_{кат};$$

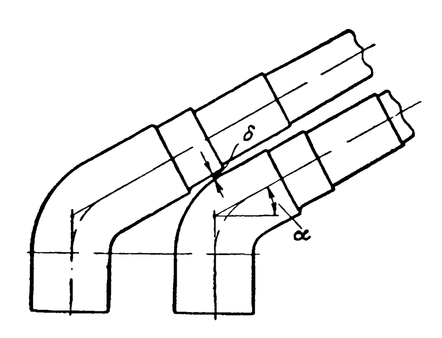
здесь $r = 4 - 5$ *мм*;

$h_{кат}$ — высота катушки, *мм* (для проволочных катушек размер головки $d \approx 0{,}8 h_{кат}$, для катушек с разрезной головкой он определяется шириной скобы).

Таблица 3-3

Напряжение по отношению к корпусу, *в*	До 250	550	750	1 500	3 000
Прямолинейный участок *a*, *мм*	13	15	19	25	35

Чтобы иметь минимальный размер для вылетов косых частей катушки, надо брать минимально возможное значение угла наклона лобовой части α. Последнее определяется наименьшим допускаемым зазором δ между косыми частями катушек (фиг. 3-48), который обычно принимается равным 0,1 *мм*. Наименьший зазор получается либо в месте загиба катушек с прямолинейной части на косую (фиг. 3-48), либо у головки или у петушков коллектора. При точных конструктивных расчетах находят места наименьших зазоров, толщины смежных катушек в этих местах и по ним ведут расчет.



Фиг. 3-48. К определению угла α.

Для предварительных расчетов с достаточной точностью при определении угла α можно принимать значение

толщины катушки $b_к$, равное толщине ее в пазовой части. Тогда из фиг. 3-47, *в* найдем:

$$\sin\alpha = \frac{b_к + \delta}{t'}. \qquad (3\text{-}66)$$

Зубцовый шаг t' должен быть определен для наименьших диаметров лобовых частей катушки D' и D'' (фиг. 3-35), ибо по этим диаметрам будет иметь место наиболее тесное расположение катушек. Для предварительных расчетов можно принять:

$$t' = \frac{\pi(D_a - 2h_z)}{Z}, \qquad (3\text{-}67)$$

где D_a — диаметр якоря;
h_z — высота паза;
Z — число пазов якоря.

Тогда из треугольника *mno* (фиг. 3-47) получим:

$$l_3 = \frac{y_z}{2} t' \operatorname{tg}\alpha, \qquad (3\text{-}68)$$

а из треугольника *pqr*

$$l_n = \frac{y_{z2}}{2} t' \operatorname{tg}\alpha, \qquad (3\text{-}69)$$

где y_z — шаг по пазам обмотки якоря;
y_{z2} — второй шаг по пазам обмотки якоря.

Как известно, для волновой обмотки:

$$y_{z2} = \frac{y_к}{u_к} - y_z, \qquad (3\text{-}70)$$

где $y_к$ — шаг по коллектору;
$u_к$ — число коллекторных пластин на паз.

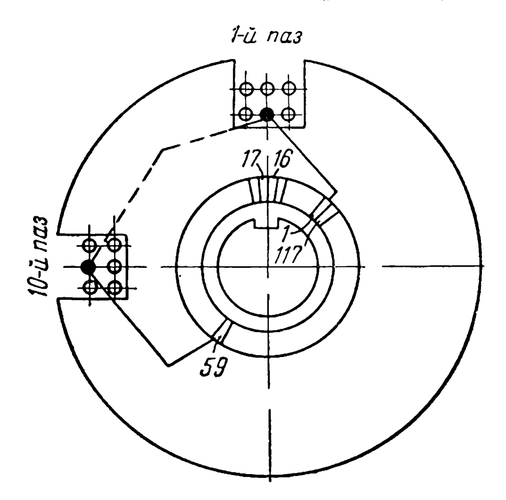
Для петлевой обмотки

$$y_{z2} = y_z - \frac{1}{u_к}. \qquad (3\text{-}71)$$

Приведенный расчет относится к случаю, когда обе передние лобовые части катушки сделаны с одинаковым шагом $\frac{y_{z2}}{2}$. Очевидно, что в этом случае для правильного присоединения проводников катушки к пластинам коллектора сдвиг между проводником и соответствующей коллекторной пластиной должен быть равен половине второго шага по обмотке, выраженного в коллекторных делениях, т. е. равняться:

$$\frac{1}{2} y_{2к} = \frac{y_к - y_z u_к}{2}. \qquad (3\text{-}72)$$

На фиг. 3-49 представлена схема обмотки якоря машины, имеющей $2p = 4$, $Z = 39$, $K = 117$, $u_к = 3$ и $y_z = 9$.



Фиг. 3-49. Схема обмотки якоря.

По этим данным можно по (3-72) найти, что $\frac{y_{2к}}{2} = 15{,}5$, что и соответствует изображенной на фиг. 3-49 схеме.

Размеры якорной катушки, необходимые для ее изготовления, определяются вычисленными величинами вылетов косых частей и других элементов, шагами y_z и y_{z2} и легко могут быть найдены при надобности.

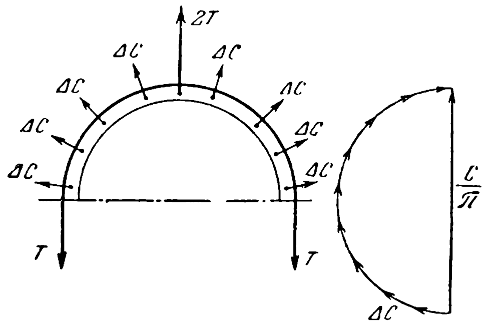
Расчет бандажа

На бандаж действует сила первоначального натяжения его при бандажировке якоря и ц. б. с. обмотки (ц. б. с. самого бандажа в большинстве случаев можно пренебречь). Так как обмотка и бандаж на ней лежат на изоляции нажимных шайб якоря, то эту комбинацию можно рассматривать как некоторую упругую систему, подобно тому, как это делалось в случае коллектора. Для бандажа на пазовой части обмотки это тоже сохраняет силу, поскольку толщина изоляции двух сторон якорных катушек в сумме прибли-

жается к суммарной толщине изоляции на лобовых частях.

Определим радиальную податливость бандажа по отношению к растягивающей его сечение силе T (фиг. 3-50).

Если деформация бандажа в тангенциальном направлении (вдоль витков) будет $\Delta l_б$, то в радиальном она составит, очевидно, $\frac{\Delta l_б}{2\pi}$. Поэтому податливость бандажа может



Фиг. 3-50. К расчету бандажа.

быть записана выражением

$$\lambda_б = \frac{\pi D_a}{q_б E_б 2\pi} \; [см/кГ], \qquad (2\text{-}73)$$

где πD_a — длина бандажа (D_a — диаметр якоря);

$E_б = 2{,}1 \cdot 10^6 \; кГ/см^2$;

$q_б = 0{,}78 d_б^2 \, m_б$ — сечение бандажа, $см^2$;

$d_б$ — диаметр бандажной проволоки, $см$;

$m_б$ — число витков бандажа.

Отсюда

$$\lambda_б = 0{,}3 \frac{D_a}{d_б^2 \, m_б} 10^{-6} \; [см/кГ]. \qquad (3\text{-}73')$$

Определим, далее, радиальную податливость подбандажной изоляции по отношению к растягивающей бандаж тангенциальной силе. Из определения следует:

$$\lambda'_{из} = \frac{\Delta b_{из}}{C} \; [см/кГ], \qquad (3\text{-}74)$$

где C — сумма радиальных сил;

$\Delta b_{из}$ — радиальная деформация изоляции:

$$\Delta b_{из} = b_{из} \frac{C}{q_{из}} \frac{1}{E_{из}},$$

где $b_{из}$ — толщина изоляции, $см$;

$q_{из}$ — площадь изоляции, на которую оказывается давление C, $см^2$ ($q_{из} = \pi D_a \, l_б$);

$l_б$ — ширина бандажа, $см$ ($l_б = d_б m_б$);

$E_{из} = 0{,}002 \cdot 10^6 \, кГ/см^2$ (гибкий миканит и тому подобные материалы).

Подставив эти значения в (3-74), найдем:

$$\lambda'_{из} = 160 \frac{b_{из}}{D_a d_б m_б} 10^{-6} \; см/кГ.$$

Найдем, далее, соотношение между тангенциальной, растягивающей бандаж силой T и радиальной силой C (ц. б. с. обмотки). Из условия равновесия полуобмотки с бандажом (фиг. 3-50) следует:

$$2T = \frac{\overline{\Sigma \Delta C}}{2} = \frac{C}{\pi}$$

или

$$T = \frac{C}{2\pi}.$$

Следовательно, тангенциальная составляющая ц. б. с. обмотки будет равна:

$$C' = \frac{C}{2\pi}, \qquad (3\text{-}75)$$

а радиальная податливость изоляции по отношению к этой силе

$$\lambda_{из} = 2\pi \lambda'_{из} = 1\,000 \frac{b_{из}}{D_a d_б m_б} \cdot 10^{-6} \; [см/кГ]. \qquad (3\text{-}76)$$

Теперь можно составить уравнение системы „изоляция — бандаж" в неподвижном состоянии якоря и при вращении.

Назовем:

T_0 — сила натяжения бандажа (общая) при бандажировке, $кГ$;

T — сила натяжения бандажа при вращении, $кГ$;

R — тангенциальная сила реакции подбандажной изоляции при вращении.

Тогда

$$(T - T_0) \lambda_б = (T_0 - R) \lambda_{из}. \qquad (3\text{-}77)$$

Но

$$R + C' = T$$

или

$$R = T - C'.$$

Подставив это значение R в (3-77), найдем:

$$T = T_0 + C' \frac{\lambda_{из}}{\lambda_б + \lambda_{из}} = T_0 + C' \frac{\frac{\lambda_{из}}{\lambda_б}}{1 + \frac{\lambda_{из}}{\lambda_б}}. \qquad (3\text{-}78)$$

Найдем соотношение между $\lambda_б$ и $\lambda_{из}$:

$$\frac{\lambda_{из}}{\lambda_б} = 3\,500 \frac{d_б b_{из}}{D_a^2}.$$

При $D_a = 28$ *см*, $d_б = 0{,}2$ *см* и $b_{из} = 0{,}4$ *см* получим, что $\frac{\lambda_{из}}{\lambda_б} \approx 0{,}36$, т. е. $T = T_0 + 0{,}27C'$, а так как обычно $T_0 = 1{,}5C'$, то $T \approx 1{,}18T_0$. При большем диаметре якоря, меньших диаметрах бандажной проволоки и толщине изоляции соотношение между T и T_0 будет еще меньше.

Таким образом, податливостью подбандажной изоляции сравнительно с податливостью бандажа можно практически пренебречь.

Это означает, что натяжение в бандаже мало меняется при вращении якоря до тех пор, пока $C' < T$. При большем значении этой составляющей ц. б. с. уравнение (3-77) теряет смысл, так как изоляция под бандажом уже будет не сжата и напряжение в бандаже будет определяться только ц. б. с. Такое положение, конечно, недопустимо, и потому натяжение бандажа T_0 всегда берут с запасом около 50% по отношению к составляющей ц. б. с. C'.

Центробежная сила обмотки якоря для испытательной скорости вращения якоря, равной $1{,}2n_{макс}$, аналогично (3-46) равна:

$$C = 5{,}6 D_c G \left(\frac{m}{1\,000}\right)^2 \; [кГ], \quad (3\text{-}79)$$

где $D_c \approx D_a - h_z$ — диаметр центра тяжести обмотки (фиг. 3-42), *см*;

G — вес меди рассматриваемой части обмотки, *кГ*:

$$G = 1{,}15 \cdot 8{,}9 \; qlN \cdot 10^{-3} \; [кГ], \quad (3\text{-}80)$$

где 1,15 — коэффициент, учитывающий вес изоляции;

q — сечение эффективного проводника, *см*²;

N — число эффективных проводников;

l — длина проводника рассматриваемой части обмотки, *см*.

Для пазовой части $l = l_a$. Для лобовой части обмотки со стороны коллектора (фиг. 3-47)

$$l = a + b + \frac{l_n}{\sin\alpha}. \quad (3\text{-}81)$$

Для задней лобовой части обмотки

$$l = a + c + d + \frac{l_3}{\sin\alpha}. \quad (3\text{-}82)$$

Разрывающее усилие в бандаже от ц. б. с. обмотки по (3-75)

$$T = C' = \frac{C}{2\pi} =$$

$$= 0{,}9 (D_a - h_z) G \left(\frac{n}{1\,000}\right)^2 \; [кГ]. \quad (3\text{-}83)$$

Напряжение в бандаже

$$\sigma = \frac{T}{0{,}78 d_б^2 m_б} + 0{,}08 \, v_a^2 \; [кГ/см^2], \quad (3\text{-}84)$$

где $d_б$ — диаметр проволоки бандажа, *см*;

$m_б$ — число витков бандажа на рассматриваемой части обмотки;

v_a — окружная скорость якоря при $1{,}2n_{макс}$, *м/сек*.

Второй член дает значение напряжения от собственной ц. б. с. бандажа.

Натяжение бандажа при бандажировке производится силой, создающей в бандаже напряжение 65—75 *кГ/см*², т. е. с двойным запасом по отношению к пределу текучести проволоки ОСТ 20021-38.

Согласно сказанному выше напряжение от ц. б. с. должно быть взято меньше, с запасом около 1,5. Поэтому

$$\sigma \leqslant 45 - 50 \; кГ/мм^2.$$

Расчет клина

Клин (фиг. 3-37, *а*) может быть рассмотрен как балка, лежащая на двух опорах с пролетом $b_z + 0{,}5h_{кл}$ и нагруженная посередине силой C — ц. б. с. меди и изоляции паза. Как известно, максимальный изгибающий момент в этом случае

$$M = \frac{C (b_z + 0{,}5h_{кл})}{4}.$$

Напряжение в материале клина

$$\sigma = \frac{M}{W} = 1{,}5\frac{C\,(b_z + 0{,}5h_{кл})}{l_a h_{кл}^2} \quad [кГ/см^2], \tag{3-85}$$

где b_z — ширина паза, *см*;

$h_{кл}$ — высота клина, *см*;

l_a — длина стального пакета якоря, *см*:

$$C = 1{,}15 \cdot 5{,}6G\,(D_a - h_z)\left(\frac{n}{1\,000}\right)^2 \; [кГ],$$

где G — вес меди, заложенной в паз, *кг*,

h_z — высота паза, *см*.

Расчет ведется для $n = 1{,}2\,n_{макс}$ и величину напряжения σ рекомендуется брать с 4—5-кратным запасом прочности против значения предела прочности материала. Для текстолита Б (ГОСТ 2910-54) $\sigma_Б = 1\,200$ *кГ/см²* и $\sigma \leqslant 250 - 300$ *кГ/см²*.

В случае изготовления клиньев из дерева рекомендуется применение бука, допускающего напряжение порядка 60 *кГ/см²*. В этом случае клинья обязательно должны быть пропитаны для предотвращения гниения и уменьшения гигроскопичности.

Практически толщина клиньев не берется меньше 5 — 6 *мм* по технологическим соображениям.

Расчет прочности головок катушек

Практика показывает, что в случае обмоток с неразрезными головками с задней стороны может иметь место при большой скорости вращения отгиб головок под действием центробежной силы их.

По размерам, указанным на фиг. 3-43, для $n = 1{,}2\,n_{макс}$ может быть определена ц. б. с. головки проводника

$$C = 5{,}6\,(D_a - h_z)\,2hlb8{,}9 \times \left(\frac{n}{1\,000}\right)^2 10^{-3}\,кГ, \tag{3-86}$$

где b — толщина проводника, *см*.

Эта ц. б. с. создает изгибающий момент

$$M = 0{,}5lC.$$

Так как момент сопротивления головки проводника равен:

$$W = 2\frac{bh^2}{6},$$

то напряжение в материале проводника после преобразований выражается формулой

$$\sigma = 0{,}15\,(D_a - h_z)\,\frac{l^2}{h}\left(\frac{n}{1\,000}\right)^2 [кГ/см^2]. \tag{3-87}$$

Анализ опытных данных показывает, что необходимо иметь:

$$\sigma \leqslant 250\ кГ/см^2,$$

так как при цифрах $\sigma = 300-350$ *кГ/см²* наблюдались случаи отгиба головок. Ясно, что в случае разрезных обмоток (фиг. 3-45), когда бандаж может быть доведен почти до конца вылета обмотки, прочность этого узла не внушает опасений.

Принципы технологии изготовления обмотки

При подготовке сердечника якоря под обмотку необходимо особо тщательно выполнить две операции: произвести опиловку острых углов торцов зубцов стального пакета и правильно уложить изоляцию нажимных шайб (так, чтобы она была вровень с дном пазов и выше на 1 *мм* дна шлицев пластин коллектора). Во всех более или менее ответственных машинах, особенно имеющих осевую подвеску, изоляция передней нажимной шайбы должна быть опрессована стяжками или временным бандажом. При укладке обмотки якорные катушки следует подогревать до 70—80° С в печи, чтобы не повредить их слюдяную изоляцию неизбежными изгибами и ударами. Якорные катушки, смазанные парафином, должны входить в пазы плотно, под несильными ударами фибрового молотка. Если катушка свободно перемещается в пазу, то это столь же плохо как и тогда, когда ее с трудом забивают. При закладке концов секций в шлицы коллектора следует избегать перегибов их, особенно при тонких проводниках. После укладки обмотки производится осадка ее осадочным бандажом (фиг. 3-51). Якорь предваритель-

но прогревается в печи во избежание повреждения изоляции и лучшей усадки ее. Натяжение бандажной проволоки должно быть нормальным (65—75 *кГ/мм*^{2}), а число витков бандажа должно приближаться к чертежному (в случае клинового крепления на пазовой части бандаж накладывается с зазором около 3 *мм* между витками).

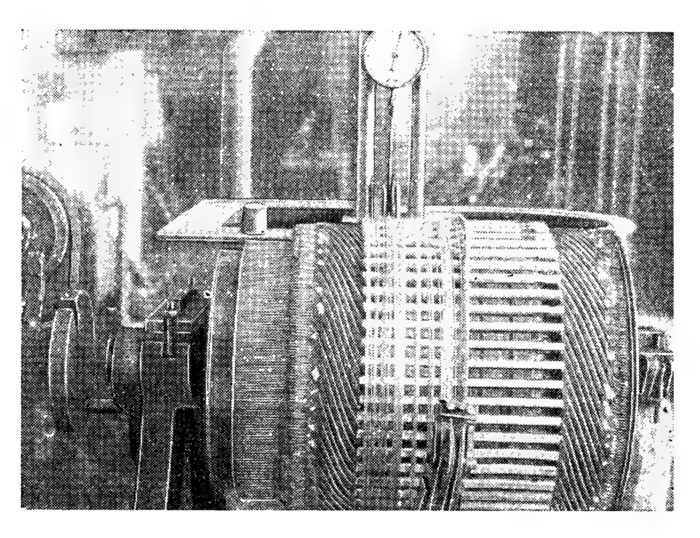
После осадки обмотки якорь отправляют на пайку петушков, которая производится обычно в специальной ванне. После пайки, обточки поверхности коллектора, забивки клиньев и наложения временного удерживающего бандажа вразбежку якорь отправляют на первую пропитку. Перед пропиткой якорь сушат при температуре 110—130° С около 8—12 час., затем погружают коллектором вверх в бак с лаком, обычно асфальтово-масляным № 447 ГОСТ 6244, на срок не менее 10 мин. После выгрузки из бака дают стечь излишкам лака (иногда вращая якорь на специальном станке) и затем сушат якорь в печи при 110—130° в течение 10—14 час. до получения определенного сопротивления изоляции (около 4 *Мом*). Иногда считается целесообразным производить сушку перед первой пропиткой под вакуумом, а первую пропитку — под давлением, что дает лучшее испарение влаги перед пропиткой и лучшее проникновение лака внутрь обмотки.

При выполнении изоляции из кремнийорганических материалов сушку после пропитки необходимо вести при температуре 180—200° С, при которой происходит полимеризация лака (обычно ЭФЗБСУ).

После пайки петушков и пропитки в результате возникновения в коллекторе дополнительных температурных напряжений иногда нарушается жесткость коллекторного кольца за счет появившейся остаточной деформации миканита. Поэтому в ряде случаев приходится производить подтяжку болтов или гайки коллектора.

После первой пропитки производится наложение постоянных бандажей, которое делается уже на холодном якоре, поскольку обмотка уже была раньше осажена и больше не деформируется.

Затем якорь отправляется на вторую сушку, пропитку и снова сушку после пропитки с режимами, указанными выше.



Фиг. 3-51. Ссадка обмотки якоря временными бандажами.

Вслед за этим якорь проходит отделочные операции: производится продорожка коллектора — фрезеровка коллекторного миканита на глубину около 1 *мм* (во избежание выступания его в эксплуатации над медью ввиду большей его твердости) с запиловкой острых углов пластин, шлифуется коллектор, устанавливается вентилятор, если он имеется, и производится окончательная закраска миканитовой манжеты (воротника) красной дугостойкой эмалью КВД. Одновременно производят динамическую балансировку якоря и приварку грузов, если это требуется.

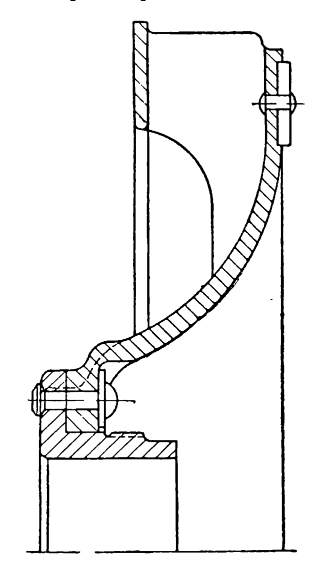
3-5. ВЕНТИЛЯТОРЫ

В двигателях с самовентиляцией (для мотор-вагонов, трамвая, троллейбуса и т. п.) на якорь насаживается центробежный вентилятор, продувающий воздух сквозь машину (фиг. 3-4, 3-11 и др.).

Вентилятор обычно располагается со стороны, противоположной коллек-

тору, где размещение его более конструктивно, но встречается и крепление его со стороны коллектора (фиг. 3-6).

На фиг. 3-52 представлен силуминовый вентилятор со стальной втулкой, сидящей на валу двигателя. Эта конструкция характерна для двигателей



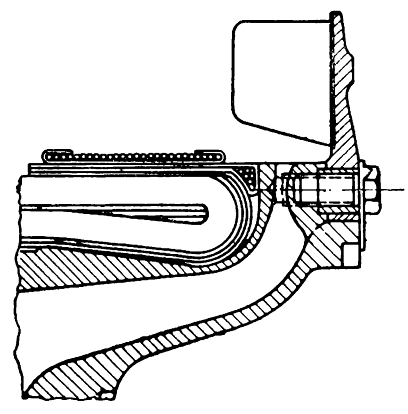
Фиг. 3-52. Силуминовый вентилятор с посадкой на вал.

городского транспорта с независимой подвеской. Крепление вентилятора к втулке осуществляется заклепками.

Силумин АЛ2 (ГОСТ 2685-53) хорошо отливается, но имеет относительно низкую механическую прочность ($\sigma_B = 15$ *кГ/мм²*, $H_B = 50$), почему и требуется стальная втулка для посадки его на вал (посадка Пл или Пр). По этой же причине применение такого силуминового вентилятора для машин с осевой подвеской не рекомендуется. Статическая балансировка вентилятора осуществляется приклепкой к внешнему диску его стальных грузиков или фрезеровкой специальных приливов. Так как силумин хорошо отливается, вентилятор всегда имеет внутренний диск, увеличивающий его механическую прочность и создающий лучшие аэродинамические условия.

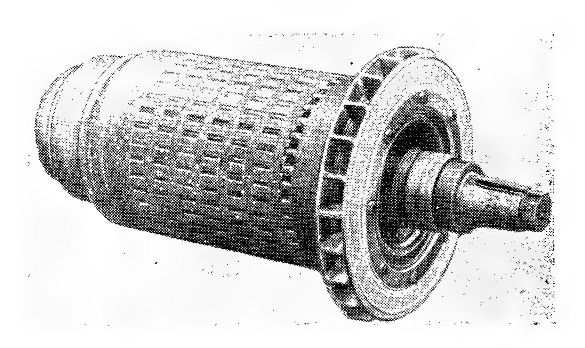
Известны случаи изготовления подобных вентиляторов, посаженных на вал, из стальной отливки (двигатели с осевой подвеской).

На фиг. 3-53 представлен прикрепленный болтами к задней нажимной шайбе якоря стальной вентилятор с приварными лопатками. Вентилятор сидит на заточке шайбы горячей посад-



Фиг. 3-53. Стальной вентилятор.

кой (Гр). Как показал опыт, такая конструкция оказалась работоспособной только в случаях относительно небольших динамических ударов, испытываемых двигателем (осевая подвеска двигателей городского транспорта).



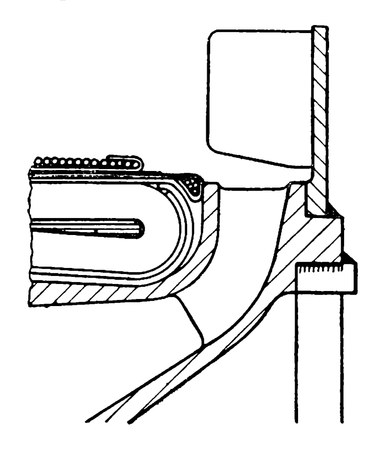
Фиг. 3-54. Якорь с силуминовым вентилятором.

Для мотор-вагонов пригородных дорог наблюдались случаи срыва болтов и нарушения посадки вентилятора. Аналогичная конструкция вентилятора, но отлитого из силумина, с внутренним диском показана на фиг. 3-54. Такой вентилятор желательно делать двухкамерным для увеличения жесткости.

Силуминовый вентилятор такого типа имеет то преимущество, что он получается значительно легче и, хотя посадка его на заточку нажимной шайбы не может обеспечить достаточной

плотности, болты работают все же надежно. Применительно к двигателям с осевой подвеской такие силуминовые вентиляторы пригодны, видимо, для тех же условий, что и стальные на болтах, но требуют качественного литья.

Следует указать, что при выполнении такого силуминового вентилятора с внутренней посадкой на шайбу (фиг. 7-4) он работает более удовлетворительно (так как, помимо увеличения посадочной поверхности, посадка уплотняется от действия ц. б. с. и нагрева), но технологическое выполнение такого вентилятора сильно усложняется.



Фиг. 3-55. Стальной приварной вентилятор.

На фиг. 3-55 показана конструкция приварного облегченного вентилятора. Он также посажен горячей посадкой (Гр) на шайбу, но не крепится к ней болтами, а приваривается несколькими швами. Такой вентилятор несколько затрудняет ремонт обмотки, хорошо удерживается на шайбе, но в эксплуатации приварка иногда дает трещины.

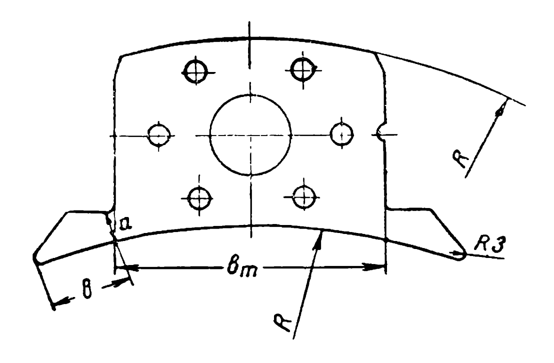
Надо отметить, что вопрос конструкции надежного и технологически простого вентилятора для двигателей с осевой подвеской и тяжелыми условиями работы еще не решен достаточно удовлетворительно.

Так как большинство тяговых двигателей являются реверсивными машинами, вентиляторы их снабжаются радиальными лопатками. Только двигатели троллейбусов делаются обычно с вентиляторами, имеющими лопатки, загнутые назад.

3-6. СЕРДЕЧНИКИ ПОЛЮСОВ И КАТУШКИ

Сердечники полюсов

Сердечники главных полюсов тяговых двигателей обычно собираются из выштамповок из листовой стали 2 (ГОСТ 3680-47) толщиной 1,5 *мм* или из электротехнической холоднокатанной стали Э310 (или Э330) толщиной 0,5 *мм*, имеющей значительно большую магнитную проницаемость, чем сталь 2 (фиг. 3-56). По краям эти выштамповки удерживаются более толстыми листами (обычно два, по 5 *мм* каждый), в зенковках которых развальцовываются головки заклепок, проходящих сквозь все выштамповки (фиг. 3-57); перед закреплением заклепок сердечник полюса спрессовывается до отказа. Углы сердечника либо обрабатываются после сборки его по радиусу, либо на них снимаются фаски.



Фиг. 3-56. Лист сердечника полюса.

Для прикрепления сердечника полюса к станине в круглом отверстии посередине листов сердечника помещается стальной стержень, играющий роль гайки. Кроме того, этот стержень создает жесткость конструкции полюса и потому всегда необходим при длинных тяжелых полюсах. Однако широко распространены также конструкции небольших полюсов, в которых такого стержня не предусматривается и нарезка под крепящие шпильки делается в самих листах сердечника.

Своим затылком по радиусу *R* (фиг. 3-56) сердечник полюса прилегает к расточке станины. Внутренняя поверхность полюса сердечника имеет радиусную часть на участке ширины

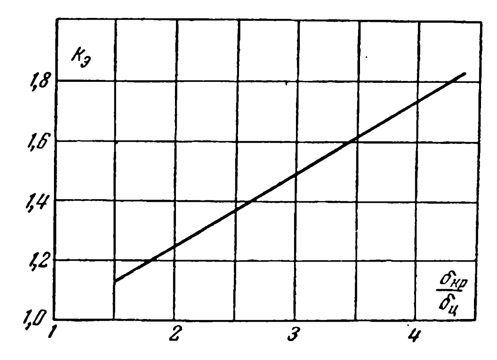
Фиг. 3-57. Сердечник главного полюса.

сердечника b_m $\left(\text{причем } r=\frac{D_a}{2}+\delta\right.$, где δ — воздушный зазор$\left.\right)$ и прямолинейные участки по краям, образующие увеличение зазора примерно до двойного значения. Конфигурация рога полюса подбирается такой, чтобы

$$B_\delta \frac{b}{a} \leqslant 20\,000-22\,000 \text{ гс},$$

где B_δ — индукция в зазоре при номинальном режиме;

a и b — размеры рога по фиг. 3-56.



Фиг. 3-58. К определению эффективного зазора.

В некоторых машинах встречается исполнение полюсов с эксцентричным зазором. В этом случае внутренний радиус r на всем протяжении дуги сердечника полюса делается значительно больше, чем $\frac{D_a}{2}+\delta$, с таким расчетом, чтобы под центром полюса получился зазор $\delta_ц$, а под краем $\delta_{кр}$. Эффективный зазор в этом случае можно определить по формуле

$$\delta_э = k_э \delta_ц, \qquad (3\text{-}88)$$

где коэффициент $k_э$ находится по графику фиг. 3-58.

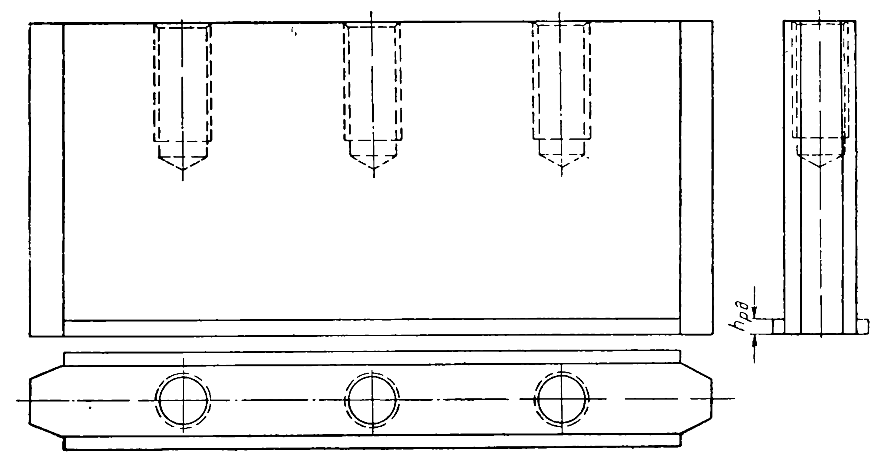
Рекомендуется в этом случае брать $\delta_{кр} \leqslant 3\delta_ц$. Практически оба исполнения равноценны с точки зрения коммутационных параметров машины.

Сердечники добавочных полюсов отливаются обычно из стали типа 25л (ГОСТ 977-53), и наиболее целесообразная форма их представлена на фиг. 3-59. Для возможности надежной опоры рамки катушки ширина наконечника дополнительного полюса $b_д$

и ширина его сердечника $b_{тд}$ должны быть связаны соотношением

$$b_д \geqslant b_{тд} + 10 \text{ мм}. \quad (3\text{-}89)$$

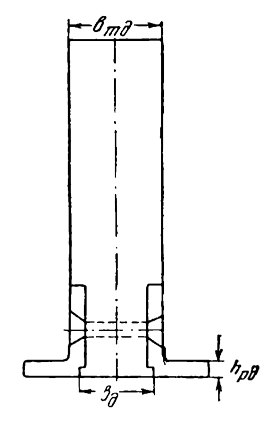
Встречаются конструкции полюсов и с меньшей разницей $b_д$ и $b_{тд}$, но в этих случаях рекомендуется применять посадку на бортике наконечника полюса. По возможности этой конструкции следует избегать ввиду ее сомнительной механической прочности при осевой подвеске двигателя. Однако в крупных электровозных двигателях с высокими добавочными полюса-



Фиг. 3-59. Сердечник добавочного полюса.

ми ее приходится почти всегда применять. Высота наконечника $h_{рд}$ в этом случае делается обычно 5—7 *мм*.

этом случае наконечник следует удлинять в осевом направлении для создания дополнительной опоры. Высота наконечника $h_{рд}$ делается около 5 — 6 *мм*.



Фиг. 3-60. Сердечник добавочного полюса с латунными наконечниками.

Если насыщение в сердечнике полюса при конфигурации по фиг. 3-59 получается чрезмерным, приходится переходить к конструкции фиг. 3-60 с латунными наконечниками, приклепанными к сердечнику полюса и имеющими посадку на бортике наконечника

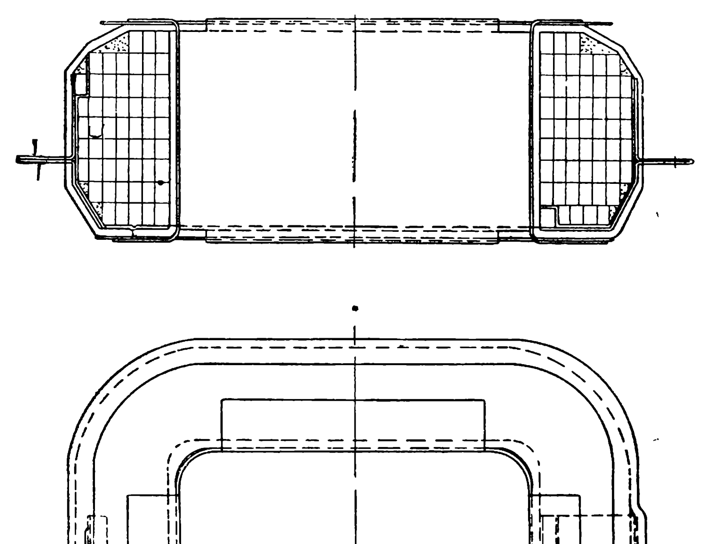
В некоторых случаях, особенно в машинах с тяжелыми условиями коммутации или в двигателях, питаемых от выпрямителей, целесообразно выполнять для уменьшения вихревых токов сердечники добавочных полюсов не массивными, а из расслоенной стали, как и главные. Расслоение, конечно, целесообразно делать по длине сердечника, что существенно затрудняет конструктивное решение этого узла.

Катушки

Катушки полюсов могут быть разделены на следующие основные группы:

а) Многослойные катушки из проволочной изолированной прямоугольной меди ПБД (класс А) или ПСД (класс В) (фиг. 3-61). Такие катушки встречаются в машинах с малым током (например, двигатели шахтных электровозов), а также во вспомогательных, где они выполняются обычно из круглой меди ПБД, ПЭЛБО или другой. Выводы из катушки делаются из медных лент толщиной около

1,5 *мм*, припаянных с одной стороны к крайним виткам и выходящим за изоляцию катушки. Под выводы подкладывается электрокартон или гибкий миканит толщиной 0,5 *мм*. Изображенная на фиг. 3-61 катушка имеет поверх изоляции металлический каркас



Фиг. 3-61. Катушка из проволочной меди.

из листовой стали толщиной 0,5 *мм*. Такая конструкция характерна для тихоходных шахтных машин, в которых катушки опираются на необработанную поверхность станины. Размеры таких катушек определяются как сумма толщин медных изолированных проводов с учетом распушения их (6—8%) внешней изоляции (с учетом пропитки), выводов, изоляции под них, прокладки из электрокартона под каркас и самого каркаса.

б) Двухслойные катушки из голой шинной меди, намотанные плашмя (фиг. 3-62). Такие катушки применяются для главных полюсов большинства тяговых машин, очень редко для добавочных, и имеют то преимущество, что оба вывода их получаются с внешней стороны. Соединение верхнего слоя проводов с нижним производится либо путем загиба провода на ребро, либо посредством соединительной скобы, приваренной к концам внутренних витков.

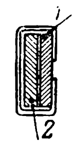
Закрепление концов последних внешних витков производится посредством скобы, охватывающей внешний виток (и изолированной от него) и припаянной к предпоследнему витку (фиг. 3-63).

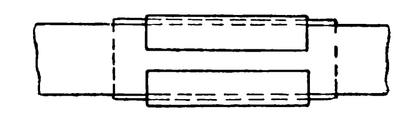
Слои катушки отделяются друг от друга прокладкой толщиной около 2 *мм*, склеенной из гибкого миканита и асбестовой бумаги. Изоляция между витками осуществляется путем простановки между ними при намотке катушки прокладок из асбестовой бумаги толщиной 0,35 *мм*. Высота этих прокладок превышает на 0,5—1,0 *мм* высоту меди, что предупреждает возможность перекрытия между витками по торцам катушки.

Конструкция выводов из катушки, показанная на фиг. 3-62, характерна для большинства тяговых двигателей. Идея ее сводится к тому, что соединение выводного кабеля с концами катушки производится до ее изолировки, что дает возможность надежно уплотнить места выводов (фиг. 3-64).

Выводной кабель (ПС 3000, 4000 или ПМУ, ГОСТ 6598-53) впаивается обычно в выводную медную скобу толщиной 2—3 *мм*, приваренную припоем ПМФ или приклепанную к последнему витку (фиг. 3-65). Возможна также приварка припоем ПМФ непосредственно жилы кабеля к последнему витку катушки или выводной скобе (фиг. 3-67). Кабель, выходящий из катушки,

снабжается медным трубчатым наконечником, в который входит конец кабеля. Наконечник расплющивают, придавая ему конфигурацию, показанную на фиг. 3-66, сверлят отверстия для соединительных болтов и пропаивают.

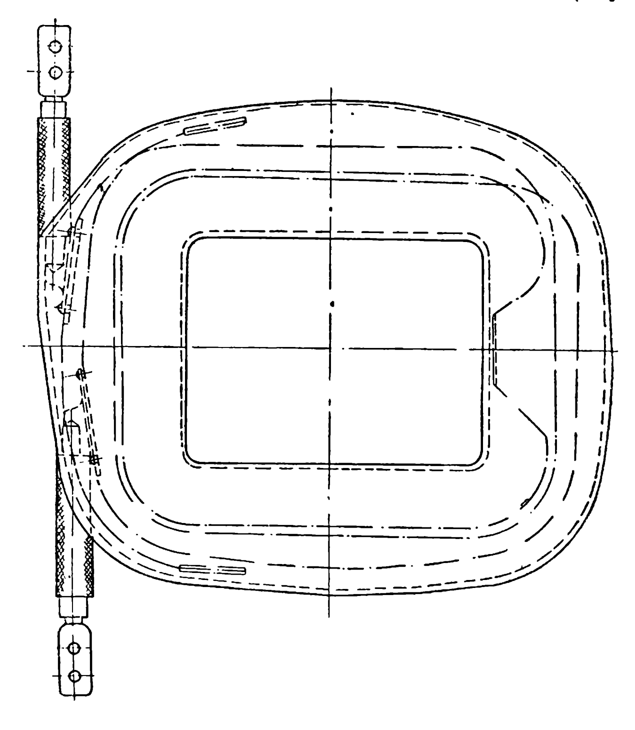


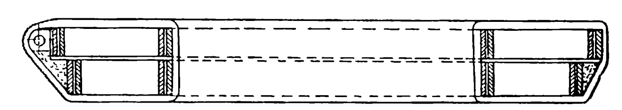


Фиг. 3-63. Закрепление последнего витка катушки.

1 — последний виток; *2* — предпоследний виток.

Размеры двухслойной катушки по ширине определяются суммой толщин проводов, изоляционных прокладок между ними (с учетом припуска 6—8% на неплотность прилегания витков друг к другу) и внешней изоляции (с учетом пропитки). Размеры по высоте определяются суммой двух высот меди плюс 1 *мм* на выступание прокладок между витками, толщиной прокладки между слоями и внешней изоляции (с учетом пропитки). Уступ, образуемый между верхним и нижним слоем и определяемый требуемой конфигурацией катушки, заполняется замазкой.





Фиг. 3-62. Двухслойная катушка из шинной меди.

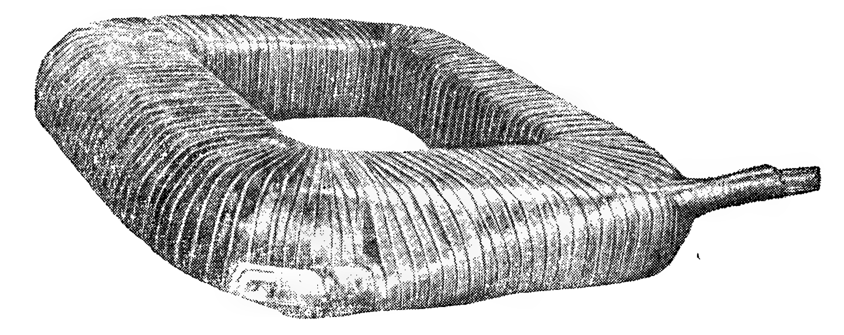
в) Катушки из голой шинной меди, намотанные на ребро (фиг. 3-67 и 3-68), применяются для добавочных полюсов. Они механически весьма устойчивы, но намотка их возможна при определенном соотношении размеров провода. Можно считать, что при отношении высоты (h) и ширины меди (b) до

$$\frac{h}{b} \leqslant 10 - 12$$

возможна намотка катушки на станке типа токарного. При соотношении

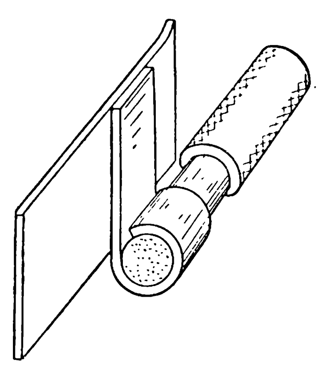
$$\frac{h}{b} \leqslant 15 - 16$$

намотка возможна практически только на специальных горизонтальных станках типа Эрли-



Фиг. 3-64. Двухслойная катушка главного полюса.

кон. При большем соотношении сторон намотка на ребро вообще невозможна. Изоляция между вит-

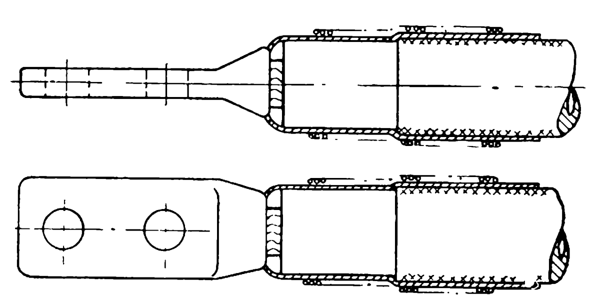


Фиг. 3-65. Присоединение кабеля.

ками такой катушки изготовляется также из асбестовой бумаги 0,35, закладываемой между витками после намотки спирали. На фиг. 3-68 показана такая катушка, имеющая места

точно тщательной защите при пропитках в битуме, транспортировке и т. п.

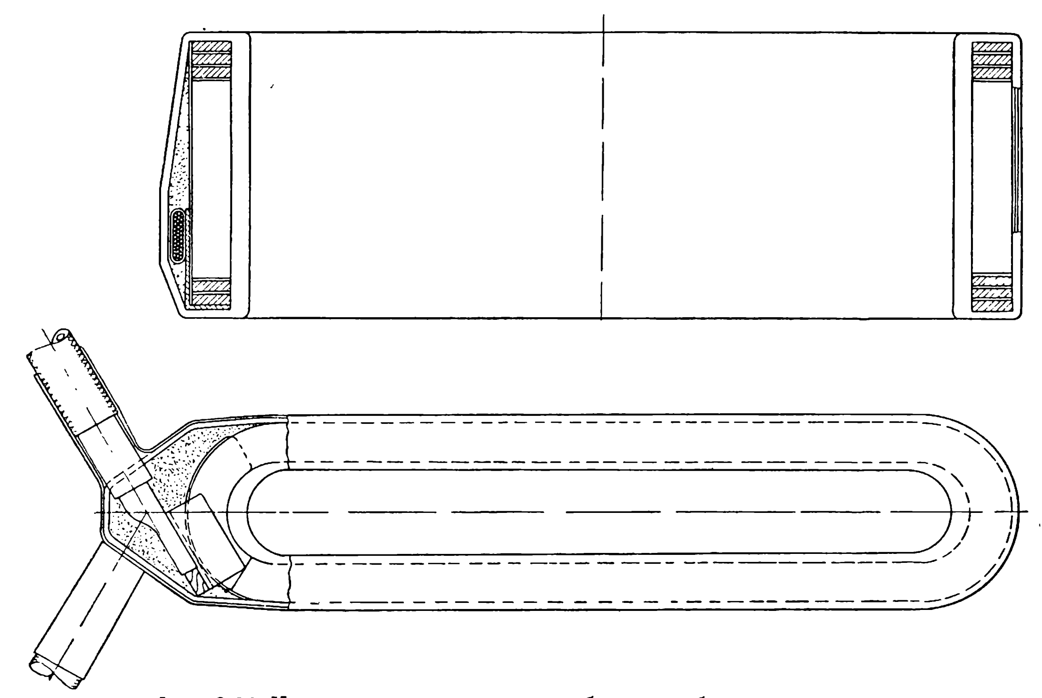
Однако, как уже отмечалось, осуществить надежную изоляцию против поверхностных перекрытий здесь затруднительно. Поэтому такая система выводов катушек применяется обычно



Фиг. 3-66. Соединительный наконечник кабеля.

только для машин напряжением до 750—1 000 *в*.

Размер катушки, намотанной на ребро, по высоте определяется как сумма толщин меди и изоляции между



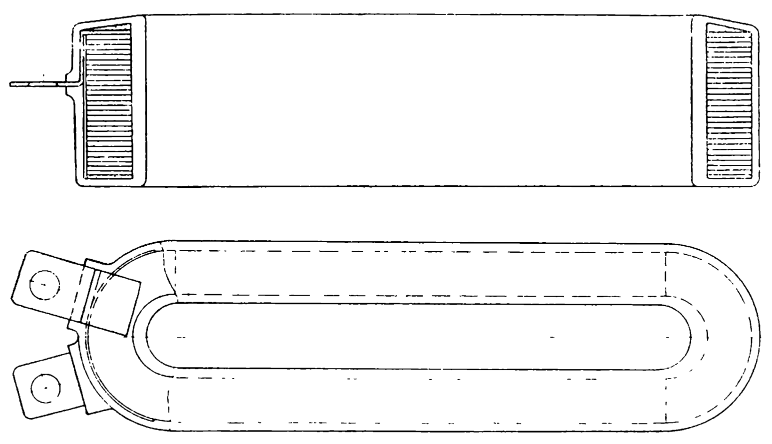
Фиг. 3-67. Катушка, намотанная на ребро, с кабельными выводами.

присоединения к кабелям (скобы) вне изоляции катушки. Такая система имеет то преимущество, что катушка получается без длинных кабельных концов, повреждающихся при недоста-

витками плюс толщина двух выводных скоб (иногда эти скобы делаются в габарите последних витков) и внешней изоляции (с учетом пропитки). Ширина катушки определяется шириной

меди (плюс 0,5 *мм* на выступающую между витками изоляцию) и толщиной внешней изоляции (с учетом пропитки).

г) Катушки главных полюсов машин со смешанным возбуждением (фиг. 3-71) состоят из последовательной катушки, обычно однослойной, и катушки параллельного или независимого возбуждения из прямоугольной или круглой изолированной меди. Эти катушки отделяются друг от друга основная изоляция из микаленты толщиной 0,13 или 0,17 *мм* (класс В), стекломикаленты 0,17 (класс СВ) или ленты из хлопчатобумажной лакоткани или киперной (класс А). Эти ленты накладываются в полуперекрытие, а число слоев их определяется требуемой толщиной, подбираемой по табл. 3-2, причем рекомендуется микаленту 0,17 ставить с тем же числом слоев, что и микаленту 0,13. У высоких катушек, намотанных на ребро, наблюдается ча-



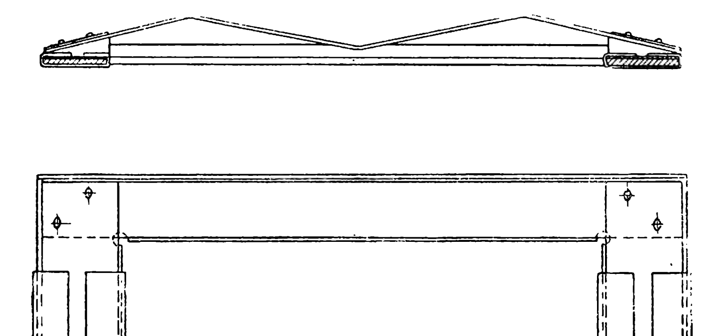
Фиг. 3-68. Катушка, намотанная на ребро.

прокладкой, а параллельная катушка, кроме того, частично изолируется. Размеры параллельной катушки определяются по площади, занятой ее изолированными витками с учетом распушения 15% (на площадь). При круглой меди на площадь сечения провода принимается размер $d^2_{из}$, где $d_{из}$ — диаметр изолированного провода. Количество уступов, необходимых при круглой станине, следует делать возможно меньше, закладывая в верхний уступ клин из пропитанного дерева, гетинакса, текстолита или другого материала (остальные уступы заполняются замазкой). Как для той, так и для другой катушки следует учитывать по высоте выводную скобу от внутреннего витка и изоляцию под нее.

Внешняя изоляция катушек складывается из следующих элементов. Сначала накладывается стягивающая лента — один слой встык. При изоляции классов В и СВ применяется стеклянная лента, при изоляции класса А — киперная. Затем накладывается сто неплотное прилегание изоляции по высоте. Для устранения этого явления целесообразно после наложения половины слоев основной изоляции обмотать катушку вдоль вразбежку стеклянной лентой, что упрочнит наложенную изоляцию. Поверх основной изоляции накладывается покровная лента — один слой в полуперекрытие. В качестве ее применяется киперная лента (классы В и А) или стеклянная (класс СВ).

После намотки и припайки выводов все свободные места катушки заполняются замазкой, однако благодаря неплотности прилегания витков друг к другу и внешней изоляции к самой катушке в ней существуют пустоты. Для устранения возможности проникновения в катушку влаги и заполнения этих пустот катушка, как правило, подвергается пропитке смесью битумов V и БНЗУ ГОСТ 6617 и 1544 (класс А) или компаундом 225Д (класс В). Пропитка производится путем нагнетания жидкой битумной мас-

сы (температура около 160° С) под давлением около 6 *ати* в бак, где укладываются катушки. В этом же баке они предварительно сушатся под вакуумом. Пропитка производится дважды: первый раз — до изолировки, второй раз — после изолировки катушки. При пропитке катушек толщина их внешней изоляции увеличивается примерно на 0,6—0,8 *мм*, что, как указывалось, следует учитывать при расчете размера катушки.



Фиг. 3-69. Пружинная рамка.

Следует указать, что температура размягчения компаунда не превосходит 110—120° С и потому иногда имеют место случаи частичного вытекания его из катушек, что может повлечь за собой некоторое ухудшение теплоотдачи и другие явления.

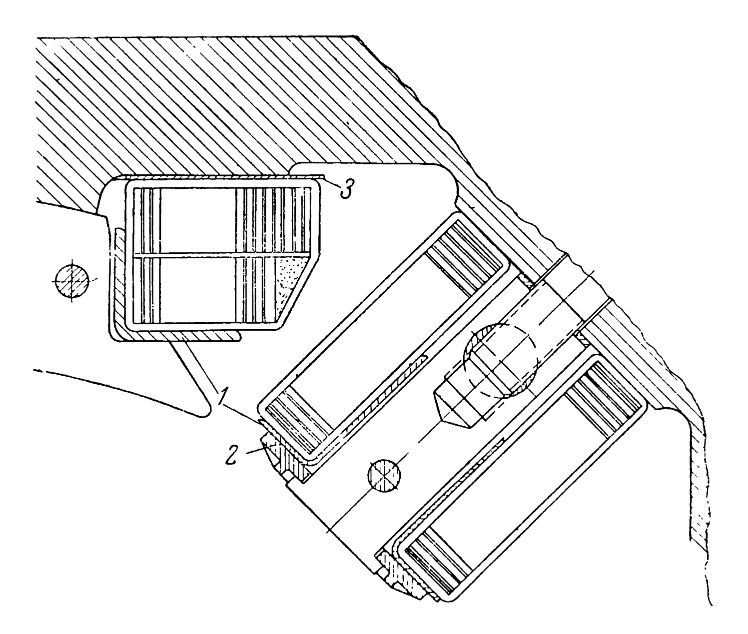
В этом отношении весьма перспективным является применение термореактивных компаундов, застывающих при нагревании и затем уже не размягчающихся. Таким термореактивным компаундом, например, является кремнийорганический состав К-43, в котором возможна пропитка катушек или их промазка при намотке и изолировке. Иногда вообще не применяют указанного процесса компаундирования, ограничиваясь несколькими пропитками в лаке или промазкой катушки при изолировке эмалью ПКЭ19 (класс СВ) и последующей выпечкой.

Крепление катушек на полюсах

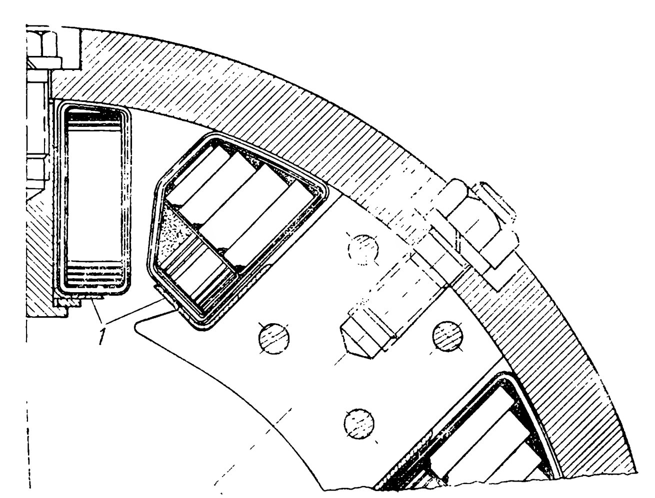
В старых конструкциях часто применялось крепление катушек, показанное на фиг. 3-6 (катушки главных полюсов). Места станины под опору катушек в этом случае не обрабатывались и для компенсации колебания размеров станины в этом месте и закрепления катушек под них подкладывались прокладки из электрокартона, стали и специальная пружинная рамка (фиг. 3-69). Для увеличения опорной поверхности на наконечники полюсов ставятся латунные или стальные фланцы. Такая система крепления увеличивает диаметральный габарит машины примерно на 20 *мм*, несколько ухудшает теплоотдачу катушек и не обеспечивает надежного крепления их.

Поэтому во всех современных машинах с восьмигранной или круглой станиной делается обработка под прилегающие стороны катушек, а прижим катушек осуществляется при помощи специальных пружинных фланцев *1* (фиг. 3-70 и 3-71). Пружинные фланцы делаются из тонколистовой стали 45 (лучше 65 *г*) с термообработкой (закалка, отпуск до твердости $R_c = 35—40$). Для главных катушек применяются обычно цельные фланцы (фиг. 3-72) толщиной 2—3 *мм* с отогнутыми на 2 *мм* плоскостями. Для добавочных катушек используются полуфланцы (фиг. 3-73) толщиной 1,5—2 *мм* с отгибом опорной плоскости примерно на 80°. Края фланцев, прилегающие к катушке, должны быть или отбортованы, или тщательно запилены.

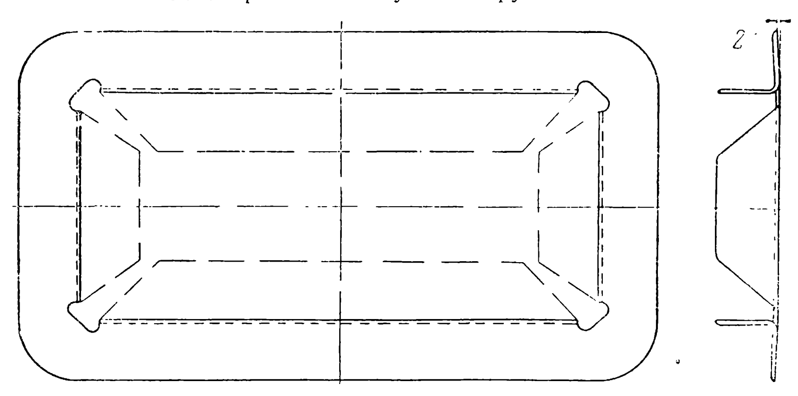
При постановке под катушки на полюса фланцы под влиянием затяга болтов выпрямляют свои опорные поверхности, оказывая тем самым пружинящее действие и плотно закрепляя катушки в станине. Для надежной работы такого рода фланцев необходимо изготовление катушек с весьма ма-



Фиг. 3-70. Крепление катушек пружинными фланцами.



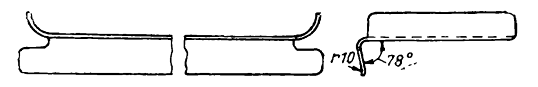
Фиг. 3-71. Крепление катушек в круглой станине.



Фиг. 3-72. Пружинный фланец.

лыми допусками по высоте (обычно размер высоты катушки указывается с допуском не более ±1 *мм* и под давлением около 5 *Т*). Для обеспечения достаточного натяга при установке катушки размер между станиной и наконечником полюса дается на 1 *мм* меньше суммы номинальных размеров катушки, фланцев, прокладок и т. п.

В некоторых случаях вместо пружинных фланцев фиг. 3-72 и 3-73 ставят пружинную рамку фиг. 3-69 на рог главного полюса или на латунный фланец добавочного.



Фиг. 3-73. Пружинный полуфланец.

Между станиной и главной катушкой (в восьмигранных станинах) следует ставить стальную прокладку *3* толщиной 1 *мм* во избежание повреждения изоляции катушки о края обработанной поверхности станины с торцов полюса (фиг. 3-70).

Для увеличения опорной поверхности наконечника добавочного полюса на него ставится латунный литой или штампованный фланец *2* толщиной 3—6 *мм.*

Расчет крепления полюсов

Прочность крепления главных полюсов для двигателей с независимой подвеской определяется для режима максимального момента $M_{макс}$. Сила, действующая на диаметре расточки станины (фиг. 3-74), вызванная этим моментом, равна:

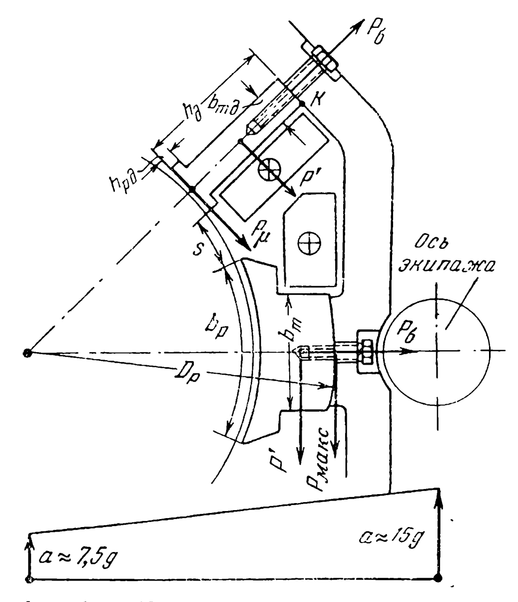
$$P_{макс} = \frac{2M_{макс}}{2pD_p} \; [кГ], \qquad (3\text{-}90)$$

где $2p$ — число полюсов;

D_p — диаметр расточки, *см*;

$M_{макс}$ — максимальный момент, *кГсм*.

Полюс притягивается к станине, причем со значительно большей силой, чем к якорю. Действительно, обычно $\frac{b_m}{b_p} = 0{,}6 \div 0{,}75$, а индукция в сердечнике полюса в 1,5—1,7 раза выше, чем в зазоре. Так как удельная магнитная сила пропорциональна квадрату индукции и площади, то сила магнитного притяжения полюса к станине будет в $(1{,}5\text{—}1{,}7)^2\,(0{,}6\text{—}0{,}75) = 1{,}75$ раза больше, чем к якорю. Таким образом, результирующая сила магнитного притяжения полюса к станине составляет около 0,75 от усилия магнитного притяжения к якорю. Последнее для двигателя типа ДПЭ-400, например, равно около 4 000 *кГ*, т. е. результирующая сила магнитного притяжения полюса к



Фиг. 3-74. К расчету крепления полюсов.

станине будет около 3 000 *кГ*, что значительно превосходит вес полюса с катушкой.

Поэтому при режиме максимальной силы тяги можно не считаться с весом полюса и катушки на нем.

Сила затяга болтов полюса $P_б$ должна, очевидно, создать такую силу трения между затылком полюса и расточкой станины, чтобы эта сила была больше силы $P_{макс}$ (не менее чем с 2-кратным запасом), т. е.

$$P_б f \approx 2P_{макс}$$

или

$$P_б = \frac{2P_{макс}}{f} \approx 14\,\frac{M_{макс}}{pD_p}, \qquad (3\text{-}91)$$

где f — коэффициент трения полюса по станине ($f \approx 0{,}15$).

Для двигателей с осевой подвеской проверку прочности крепления глав-

ного полюса следует провести еще для режима высокой скорости, когда крутящим моментом и магнитным притяжением можно пренебречь так же, как и величиной ударных ускорений при $M_{макс}$. В этом случае на полюс действует сила P', определяемая весом полюса с катушкой G и ударным ускорением a'. В гл. 1 указывалось, что это ускорение может быть принято равным $15g$ для оси и нулю для точки подвески двигателя. Для центра якоря оно составит около $7{,}5g$ (фиг. 3-74), а для главного полюса у оси—около $12g$

$$P' \approx 12G. \qquad (3\text{-}92)$$

Тогда согласно вышесказанному

$$P_б \cdot f \approx 2P'$$

или

$$P_б \approx \frac{2P'}{f} \approx 160G. \qquad (3\text{-}93)$$

По большей из сил $P_б$, полученных по (3-91) и (3-93), определяется требуемый диаметр болта $d_б$, исходя из напряжения в нем:

$$\sigma = \frac{P_б}{0{,}78 d_б^2\, m_б}, \qquad (3\text{-}94)$$

где $d_б$ — средний диаметр резьбы болта;

$m_б$ — число болтов на полюс.

Ввиду значительных усилий болты полюсов изготовляются обычно из стали 45 (ГОСТ 1050-52), имеющей $\sigma_T \geq 32$ *кГ/мм²*, или из той же стали, но с термообработкой (в этом случае $\sigma_T \geq 45$ *кГ/мм²*). Исходя из 4-кратного запаса прочности по отношению к пределу текучести, получим допустимое напряжение 800 *кГ/см²* или 1 100 *кГ/см²* соответственно.

Число болтов берется не меньше двух на полюс, а при длинном пакете стали якоря ($l_a > 280$ *мм*) — три.

К расчету болтов добавочных полюсов следует подходить несколько иначе ввиду малой поверхности их соприкосновения со станиной, исключающей возможность развития сколько-либо значительной силы трения.

Для двигателей с независимой подвеской расчет в этом случае следует проводить также для режима, соответствующего максимальному моменту, на усилия, возникающие от силы магнитного притяжения P_μ, обусловленной потоком рассеяния между главным и добавочным полюсами [Л. 18].

Так как обычно н. с. главного и добавочного полюса близки друг к другу, можно пренебречь потоком рассеяния с одной стороны добавочного полюса, где эти н. с. направлены встречно, и вести расчет только в квадранте, где они складываются (фиг. 3-74). Поскольку основной поток рассеяния, как известно, сосредоточен у наконечников полюсов, с достаточной для практики точностью можно считать, что он проходит по сечению, определяемому приблизительно, как $3h_{pд}l_a$ с длиной s.

Тогда индукция от этого потока рассеяния будет:

$$B = \frac{2F_д \mu_0 3h_{pд} l_a}{s\,(3h_{pд}\, l_a)} = 2{,}5\,\frac{F_д}{s}\ [гс], \qquad (3\text{-}95)$$

где $F_д$ — н. с. добавочного полюса при токе, соответствующем максимальному моменту;

$\mu_0 = 1{,}25$ — магнитная проницаемость воздуха.

Сила магнитного притяжения

$$P_\mu = \left(\frac{B}{5\,000}\right)^2 (3h_{pд} l_a)\ [кГ], \qquad (3\text{-}96)$$

где l_a — длина стального пакета якоря (или, что практически то же, длина полюсов), *см*;

$h_{pд}$ — высота наконечника добавочного полюса (фиг. 3-59 и 3-60).

Момент этой силы относительно точки K должен быть меньше момента относительно этой же точки силы затяга болтов $P_б$ с запасом не менее 4-кратного

$$P_б\,\frac{b_{mд}}{2} \approx 4P_\mu h_д,$$

откуда

$$P_б = 8\,\frac{P_\mu h_д}{b_{mд}}. \qquad (3\text{-}97)$$

Для двигателей с осевой подвеской, как и в случае главного полюса, расчет следует провести и для случая движения с большой скоростью, когда

$P_{э} \approx 0$. В этом случае, как это следует из фиг. 3-74 и сказанного выше:

$$P_б \frac{b_{mд}}{2} = 4P' \frac{h_д}{2}$$

или

$$P_б \approx 4P' \frac{h_д}{b_{mд}} = 50G \frac{h_д}{b_{mд}}, \qquad (3\text{-}98)$$

где G — вес добавочного полюса и катушки его.

По большей из сил $P_б$ по (3-97) и (3-98) находятся диаметр болта и число болтов по (3-94). Материал болтов — тот же, что и для болтов главных полюсов. Диаметры их следует также делать по возможности одинаковыми, если это конструктивно выполнимо.

Практически болты полюсов двигателей мощностью от 20 *квт* и выше делают в пределах от M16 до M30 в зависимости от величины машины. Применение меньших диаметров не рекомендуется по технологическим соображениям.

Пример 3-3. **Расчет крепления полюсов**

Двигатель типа ДПЭ-400, осевая подвеска.

Главные полюса:

$$M_{макс} = 91\,500 \ кГсм;$$

$$P_б = \frac{14 \cdot 91\,500}{2 \cdot 77} = 8\,300 \ кГ;$$

$$P_б = 160 \cdot 115 = 19\,300 \ кГ;$$

$$\sigma = \frac{19\,300}{0{,}78 \cdot 2{,}77^2 \cdot 3} = 1\,080 \ кГ/см^2.$$

Добавочные полюса:

$$F_д = 24\,200 \ а;$$

$$B = 2{,}5 \frac{24\,200}{6{,}6} = 9\,200 \ гс;$$

$$P_э = \left(\frac{9\,200}{5\,000}\right)^2 3 \cdot 0{,}6 \cdot 30{,}5 = 186 \ кГ;$$

$$P_б = 8 \frac{186 \cdot 19{,}5}{5{,}1} = 5\,700 \ кГ;$$

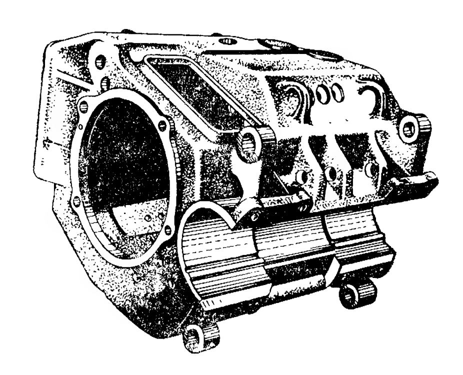
$$P_б = 50 \cdot 84 \frac{19{,}5}{5{,}1} = 16\,200 \ кГ;$$

$$\sigma = \frac{16\,200}{0{,}78 \cdot 2{,}77^2 \cdot 3} = 900 \ кГ/см^2.$$

3-7. СТАНИНА

Станина и ее детали

Большинство современных, более или менее крупных, тяговых двигателей с числом полюсов $2p=4$ строится с восьмигранной станиной, приближающейся в хорошо использованных машинах к квадрату (фиг. 3-2). Такая форма станины дает возможность наиболее экономного размещения полюсной системы и позволяет иметь больший диаметр якоря. Если обозначить диаметральный размер станины через



Фиг. 3-75. Станина двигателя типа ДПЭ-400.

B (фиг. 1-1), то при указанной конструкции можно иметь диаметр якоря

$$D_a \leq 0{,}65B. \qquad (3\text{-}99)$$

Для машин с числом полюсов $2p=6$ и более применение многогранной станины уже не дает практически выигрыша в пространстве, и потому такие машины строятся с круглыми станинами. По соображениям технологического порядка ряд четырехполюсных машин строится также с круглыми станинами. При круглой станине для $2p=4$.

$$D_a \leq 0{,}55B, \qquad (3\text{-}100)$$

а для $2p=6$

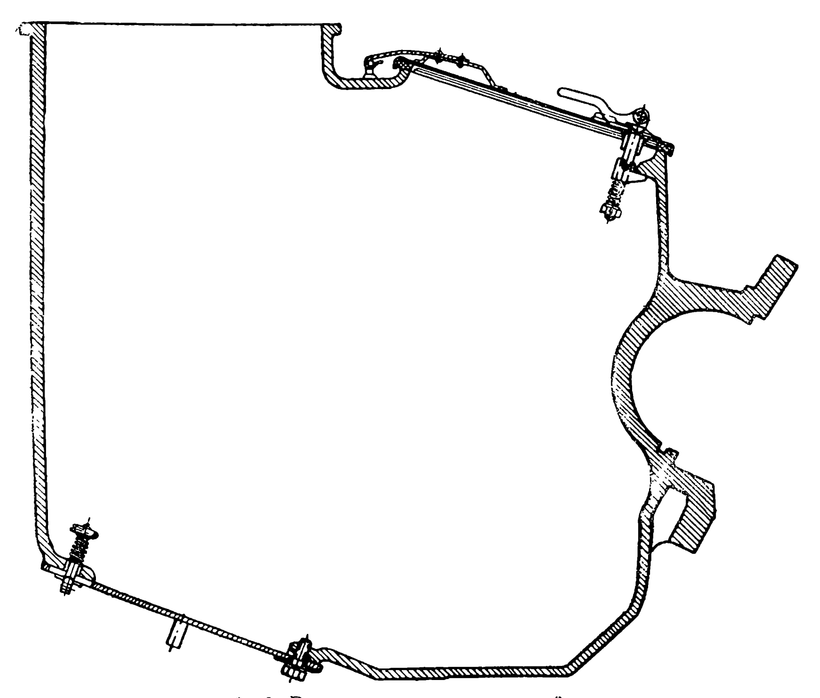
$$D_a \leq 0{,}65B. \qquad (3\text{-}101)$$

На фиг. 3-75 показана восьмигранная станина тягового двигателя с осевой подвеской, а на фиг. 3-76 дан ее разрез по коллекторной камере.

Станина отливается из стали типа 25л (ГОСТ 977-53) и является одновременно магнитопроводом. Поэтому толщина ее в средней части, где проходит поток, определяется по величине

его и получается всегда больше, чем это требовалось бы по механической прочности. В коллекторной камере толщина станины равна 15—20 *мм*. Такую же толщину имеет станина и в прочих местах, где не проходит магнитный поток. Внутри станины делаются небольшие приливы под крепление главных полюсов и платики под опору катушек главных полюсов и добавочных полюсов с катушками. Приливы под главные полюса растачиваются одновременно с горловинами станины (куда центруются подшипниковые щиты), чем обеспечивается соосность полюсной системы и якоря. Платики под катушки, как уже ранее отмечалось, в настоящее время всегда обрабатываются; эта обработка делается на специальном строгальном станке и требует неоднократных поворотов станины при обработке, так как строгать приходится 12 поверхностей. Значительная трудоемкость этой операции и необходимость специального оборудования делают такого рода конструкцию мало рациональной технико-экономически для небольших двигателей, изготовляющихся в больших количествах. Поэтому почти все современные машины для городского транспорта (трамвая, троллейбуса, метро и т. п.) делаются обычно с круглой станиной, имеющей малотрудоемкую обработку всей внутренней поверхности ее на карусельном или расточном станках.

При этом, конечно, имеет место некоторый проигрыш в габаритном размере по диаметру (около 7—8%), не имеющий в большинстве случаев существенного значения. Следует еще указать, что при круглой станине несколько усложняется конструкция главных катушек, в верхнюю часть которых приходится закладывать специальные клинья для придания ей надлежащей формы (фиг. 3-71).

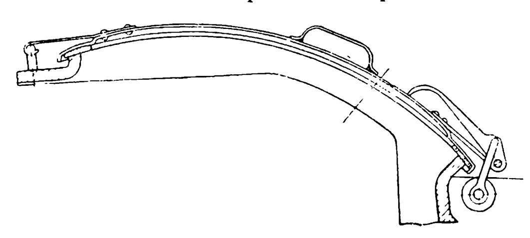


Фиг. 3-76. Разрез по коллекторной камере.

Для подачи и отвода охлаждающего воздуха в станине двигателя или подшипниковых щитах предусматриваются специальные люки и отверстия. Входной люк для воздуха делается обычно в коллекторной камере, выходные отверстия — с противоположной стороны (фиг. 3-1 и 3-5).

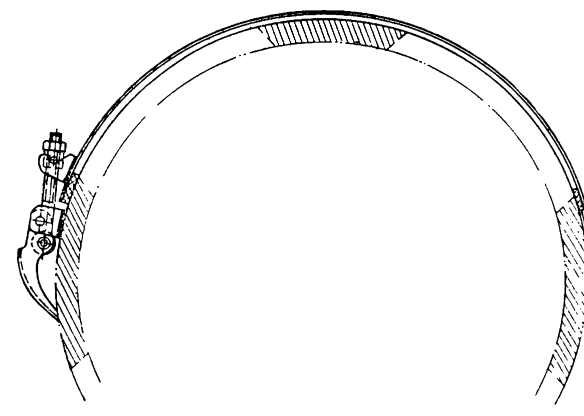
В четырехполюсных двигателях с восьмигранной станиной главные полюса располагают почти всегда по вертикали-горизонтали, что дает наилучшее использование диаметрального габа-

рита, так как добавочные полюса с катушками имеют малую ширину. Поэтому щеткодержатели также располагаются по вертикали-горизонтали (фиг. 3-2, 3-3 и др.). Для доступа к ним в коллекторной камере станины



Фиг. 3-77. Крышка верхнего коллекторного люка.

делают по меньшей мере два косых люка (фиг. 3-76), а иногда и три. Эти люки выполняют с отбортованными краями, препятствующими попаданию влаги с поверхности двигателя внутрь машины. Люки закрываются съемными крышками, имеющими уплотнение из войлока или паранита, опирающееся на отбортовку люка. Некоторые применяющиеся способы затвора крышек люков показаны на фиг. 3-76—3-78. В машинах с круглой станиной обычно не делают отбортовок краев люков, поскольку это существенно усложнило бы отливку и обработку станины. Поверхность станины под крышки здесь протачивают.



Фиг. 3-78. Крышка коллекторного люка круглой станины.

Тихоходные машины шахтных электровозов и двигатели с круглой станиной выполняются с расположением главных полюсов и щеткодержателей под углом 45° к вертикали. Это позволяет иметь один верхний и один нижний люк, расположенные симметрично сверху и снизу. В машинах с двумя щеткодержателями (шахтные двигатели, некоторые трамвайные) достаточно, конечно, одного люка.

Расположение и размеры смотровых люков имеют первостепенное значение с точки зрения удобств эксплуатационного обслуживания двигателя. Следует делать их возможно шире и длиннее и следить за тем, чтобы конструкция рамы тележки позволяла свободный доступ к ним.

При независимой подвеске на станине двигателя предусматриваются специальные приливы — кронштейны (иногда приварные), посредством которых машина крепится к раме тележки или вагона.

В двигателях с осевой подвеской наиболее распространенным способом подвески является устройство на станине двух приливов — носиков (фиг. 1-1), которыми двигатель опирается на пружинное подвесное устройство (фиг. 1-2). Так как носики двигателя в этом случае все время перемещаются в той или иной степени по плоскости подвески, то для устранения чрезмерного износа их и для обеспечения ремонта на опорные поверхности носиков приклепываются пластины из цементированной стали. Кроме этих основных носиков подвески, обычно предусматриваются еще два резервных на случай поломки основных.

Моторно-осевые подшипники

В двигателях с осевой подвеской неотъемлемой частью станины являются шапки осевых подшипников, образующие вместе со станиной моторно-осевые подшипники.

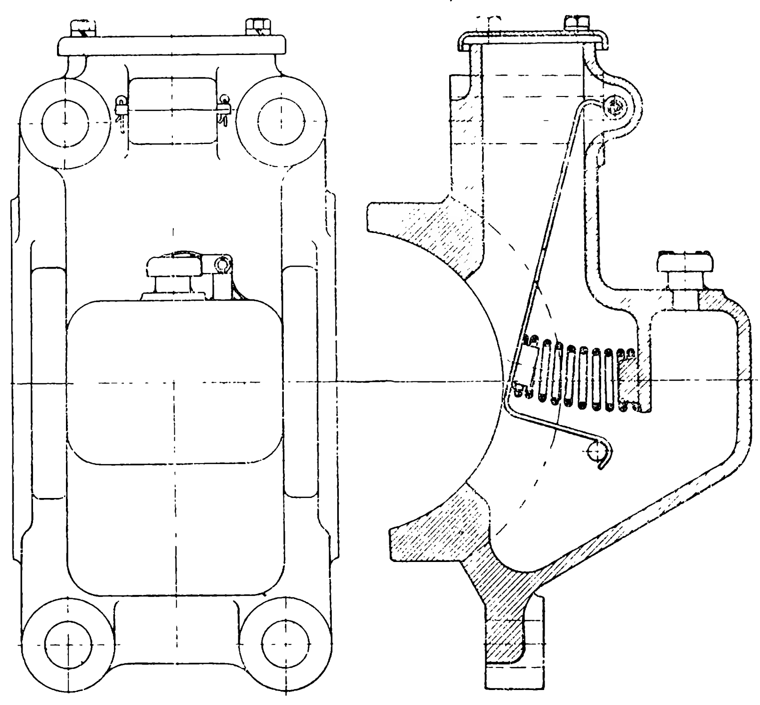
Для соединения шапок со станиной последняя имеет специальные приливы (фиг. 3-75 и 3-76), обработка которых делается в качестве первой операции при изготовлении станины. Эти приливы строгаются или фрезеруются, после чего станина сочленяется с соответственно обработанными шапками (фиг. 3-2) и ведется дальнейшая ее обработка (одновременная расточка

на двухшпиндельном станке горловин под подшипниковые щиты и вкладыши моторно-осевых подшипников и т. д.). Поэтому шапки моторно-осевых подшипников являются невзаимозаменяемыми деталями и комплектуются только со своей станиной.

В небольших машинах шахтных электровозов часто обе шапки объединяются в одну деталь ввиду малых аксиальных размеров двигателя по длине.

Шапка отливается из стали типа 25л и имеет довольно сложную конфигурацию, вызванную необходимостью размещения в ней смазочных устройств (фиг. 3-79 и 3-80).

Установка шапки в станину производится на специальные приливы ее с допусками напряженной посадки (Н). Таким образом, болты, стягивающие шапку со станиной, работают только на растяжение (фиг. 3-80). Однако эти болты должны изготовляться из термообработанной стали 45 с $\sigma_B \geqslant 70$ *кГ/мм*² $\sigma_T \geqslant 50$ *кГ/мм*² и делаться достаточно солидными по диаметру (до М42 в больших машинах). Для облегчения заворачивания болты делают с четырехгранной гайкой, упирающейся в специальные приливы на остове (фиг. 3-80). В целях создания надежной опоры двигателя на ось экипажа разъем между станиной и шапкой осуществляется под углом 15—30° к вертикали.

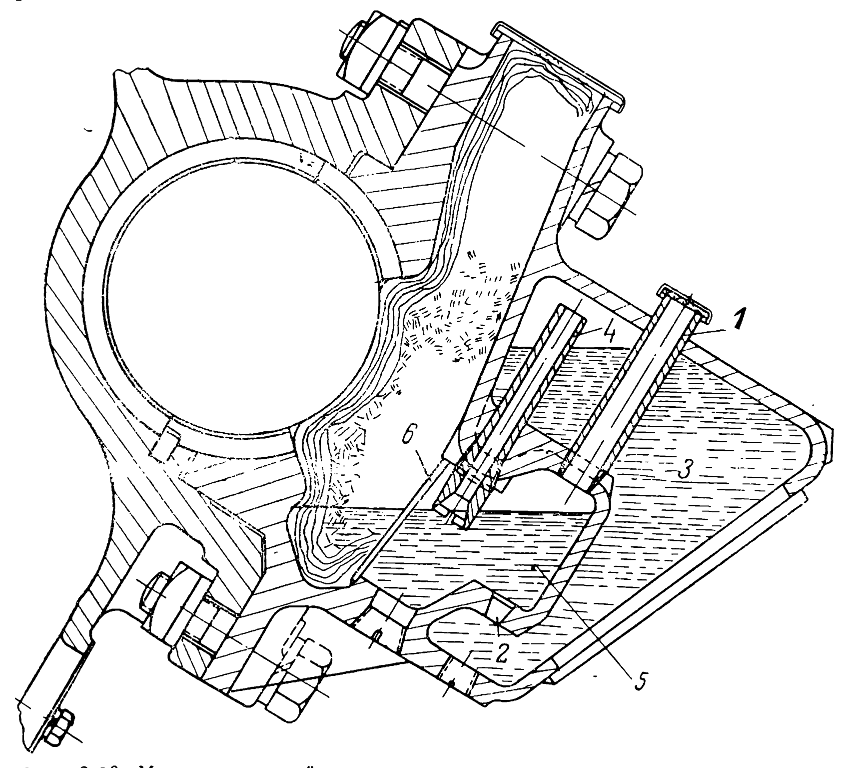


Фиг. 3-79. Шапка моторно-осевого подшипника.

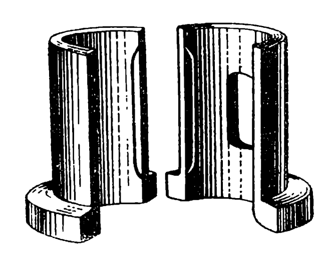
В шапках размещаются вкладыши моторно-осевых подшипников (фиг. 3-81). Расточка под них и наружный диаметр вкладышей соответствуют напряженной посадке (Н), но указанная расточка ведется обычно с технологической прокладкой толщиной 0,35—0,5 *мм* между станиной и шапкой. Поэтому при постановке вкладышей в шапку они плотно зажимаются в ней, а внутренний диаметр их несколько уменьшается.

Вкладыш имеет толщину около 15 *мм* и состоит из двух половин, одна из которых, обращенная к шапке, имеет окно для подачи смазки. Место стыка половин вкладыша всегда смещается относительно места стыка станины с шапкой (фиг. 3-80). Вкладыши имеют бортики, фиксирующие положения их в аксиальном направлении. Если размер электродвигателя по моторно-осевым подшипникам в аксиаль-

ном направлении меньше свободного места по оси, на последней устанавливается специальное дистанционное кольцо, называемое обычно стопорным. От проворачивания в аксиальном направлении вкладыши предохраняются шпонкой (фиг. 3-80) или штифтами. Пространство между шапками закрывается обычно специальной крышкой, защищающей моторно-осевые подшипники от попадания в них пыли.



Фиг. 3-80. Моторно-осевой подшипник с постоянным уровнем смазки.



Фиг. 3-81. Вкладыш моторно-осевого подшипника.

Для крупных двигателей быстроходных экипажей применяются вкладыши с баббитовой заливкой (Б16 ГОСТ 1320-41). Толщина заливки составляет около 4 *мм*. Надо отметить, однако, что ряд двигателей электровозов, тепловозов и моторных вагонов работает вполне успешно на бронзовых вкладышах без баббитовой заливки.

Вкладыши под заливку изготовляются обычно из кремнесвинцовистой латуни ЛКС 80-3-3 (ГОСТ 1019-47).

Вкладыши без заливки для шахтных и трамвайных машин допустимо, повидимому, изготовлять из этой же латуни.

Для вкладышей без заливки крупных двигателей рекомендуется применение бронзы ОЦС 6-6-3 или ОЦС 5-5-5 (ГОСТ 613-50).

Для создания между вкладышем и осью достаточного зазора для прохождения смазки внутренний диаметр вкладыша делается обычно с допуском $^{+0,5}_{+0,6}$ *мм* (эта цифра относится к вкладышу после его обработки, но следует помнить, что при затягивании подшипника шапкой она несколько уменьшается).

В качестве смазки применяется масло машинное СУ (ГОСТ 1707-51). По

способу подачи смазки к оси различают несколько вариантов исполнения моторно-осевых подшипников.

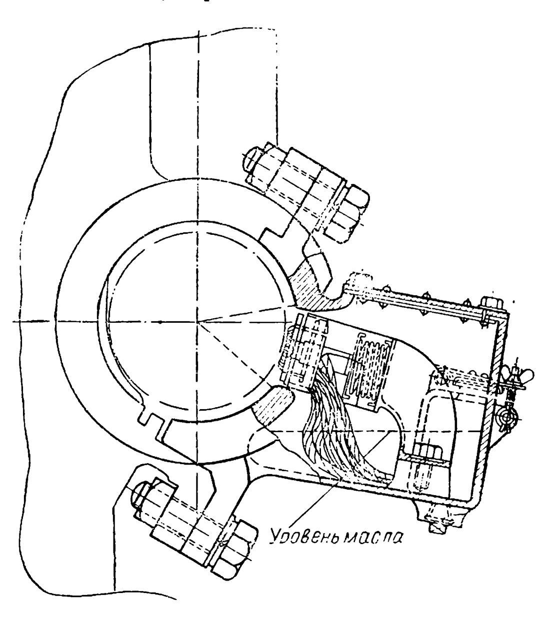
На фиг. 3-80 представлен так называемый подшипник постоянного уровня, применяемый на многих крупных двигателях. Заполнение смазкой производится под давлением через шприц, проходящий в трубку *1* и вставляемый в отверстие *2*. Смазка заполняет камеру *3* и по трубке *4* переливается в камеру *5*, заполняя ее до нижней точки оси. В левую часть камеры *5*, отгороженную пластиной *6*, закладываются шерстяные концы и шерстяная набивка или пакля, по которым смазка подается к оси. По мере расходования смазки уровень ее в камере *5* понижается. Когда он станет ниже отверстия трубки *4*, воздух поступает через эту трубку в верхнюю часть камеры *3*, перегоняя из нее масло через отверстие *2* в камеру *5*, т. е. восстанавливая в ней уровень. Таким образом, пока в запасной камере *3* есть масло, уровень его в камере *5* не будет понижаться. Конечно, для этого необходимо, чтобы камера *3* была непроницаема для внешнего воздуха, что требует ее тщательного изготовления. Преимуществом такой системы смазки является то, что шапка имеет значительный запас смазки при равномерной подаче ее на ось.

Технологические трудности, связанные с изготовлением подобной шапки, привели к тому, что появились более простые, но достаточно надежные конструкции подачи смазки. На фиг. 3-79 и 1-12 представлена применяемая для двигателей тепловозов система подачи смазки также шерстяными концами, прижимаемыми к оси специальной лопаткой. Запас смазки здесь, конечно, меньше, но зато и конструкция значительно проще.

На фиг. 3-82 и 3-3 показана так называемая польстерная система смазки, при которой смазочные фитили, закрепленные в специальной решетке, прижимаются к оси пружиной, а вся смазочная конструкция установлена на специальном кронштейне внутри шапки.

Наконец, следует заметить, что имеется опыт применения для моторно-осевых подшипников консистентной, густой смазки (для условий метрополитена).

При двусторонней передаче нагрузки на вкладыши обоих моторно-осевых подшипников одинаковы, что вызывает их приблизительно одинаковый износ в эксплуатации. При односторонней передаче моторно-осевой подшипник, расположенный ближе к

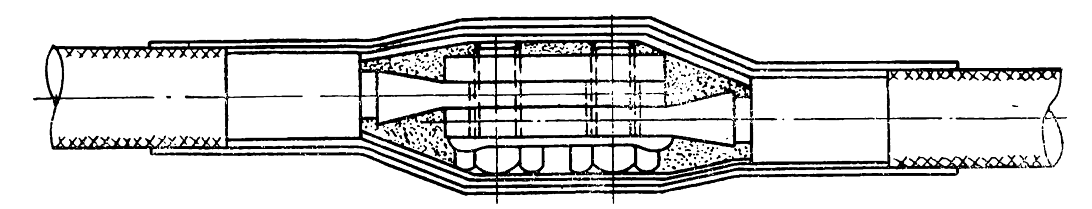


Фиг. 3-82. Польстерная смазка.

передаче, несет большую нагрузку, что вызывает несколько больший износ его вкладыша. Практически это обстоятельство, повидимому, не имеет большого значения, как показывает опыт эксплуатации крупных двигателей с односторонней передачей, но все же его следует иметь в виду.

Износ вкладышей вызывает нарушение размера централи зубчатой передачи, увеличивает зазор между зубьями ее и поэтому допускается в определенных пределах, определяемых опытом эксплуатации двигателей (обычно считается, что общий зазор между вкладышем и осью не должен быть выше 2 *мм*).

Определение требуемой длины вкладыша в осевом направлении может быть сделано по усилиям, действующим на них, и допустимым нагрузкам на металл вкладыша. Однако



Фиг. 3-83. Междукатушечное соединение.

в связи с существованием значительных динамических усилий, о которых говорилось выше, расчет носит неопределенный характер. Практикой установлено, что

$$\frac{l_0}{d_0} \approx 1{,}5 - 1{,}7, \qquad (3\text{-}102)$$

где d_0 — диаметр оси;
l_0 — осевая длина вкладыша.

Кабельные соединения и выводы

Соединения между катушками и щеткодержателями производятся в большинстве случаев кабелями (выходящими из катушек, присоединяемыми к щеткодержателям и т. п.) типа ПС1000, 3000 и 4000 (ГОСТ 6598-53) в зависимости от напряжения, причем кабель ПС1000 (на 1 000 *в*) рекомендуется применять только для тяговых двигателей с напряжением 250 *в* и ниже ввиду относительно слабой механической прочности его. Для машин с кремнийорганической изоляцией применяется кабель марки РКГМ.

Соединение кабелей (фиг. 3-83) производится посредством двух болтиков (редко одного), обмазывается замазкой и изолируется лакотканевой и киперной лентой (класса А и В) или лентой из стеклолакоткани и липкой стеклянной ленты (класс СВ). Сечение соединительных кабелей подбирается по длительному току согласно табл. 3-4.

Для закрытых невентилированных машин выбор кабеля должен производиться по току не менее 60% от часового. Что касается двигателей с осевой подвеской, то в них не рекомендуется (во всяком случае для силовой цепи) применение кабеля меньше 16—25 *мм*² по соображениям механической прочности его.

В некоторых трамвайных двигателях, а также в крупных двигателях с большим током (например, тепловозных) встречается выполнение междукатушечных и других соединений шинами вместо кабелей (фиг. 3-9). Если для двигателей с независимой подвеской такая система соединений оказалась приемлемой, то для двигателей с осевой подвеской, несмотря на ряд предохранительных мероприятий (разделение шин на несколько параллельно идущих проводов для придания им большей гибкости, соединение их при помощи специальных пружинных пластин во избежание самоотвертывания и т. п.), механическая прочность таких соединений все же оказывается недостаточной, особенно при плохом состоянии путей.

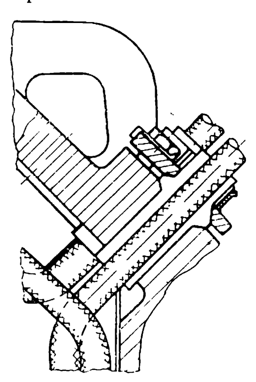
Весьма важное значение имеет надежная конструкция выводов кабелей из машины. Для крупных тяговых двигателей выводной кабель берется усиленный — марки ПМУ (ГОСТ 6598-53), для небольших машин допустимо применение кабелей ПС3000 или 4000.

Таблица 3-4

Номинальное сечение жилы кабеля, *мм*²	Наибольшие длительно допустимые нагрузки, *а*	
	Вентилированная машина	Закрытая машина
6	40	27
10	60	40
16	90	60
25	130	85
35	165	110
50	220	150
70	280	185
95	350	235
120	410	280
150	470	320
185	530	370
240	650	440
300	750	520

В простейшем случае кабели выводятся через резиновые втулки (фиг. 3-10) и никак не закрепляются. Такая система применяется обычно для

машин городского транспорта. Для железнодорожных машин делается закрепление резиновых втулок с зажимом в них кабеля, как показано, например, на фиг. 3-84.



Фиг. 3-84. Выводная втулка

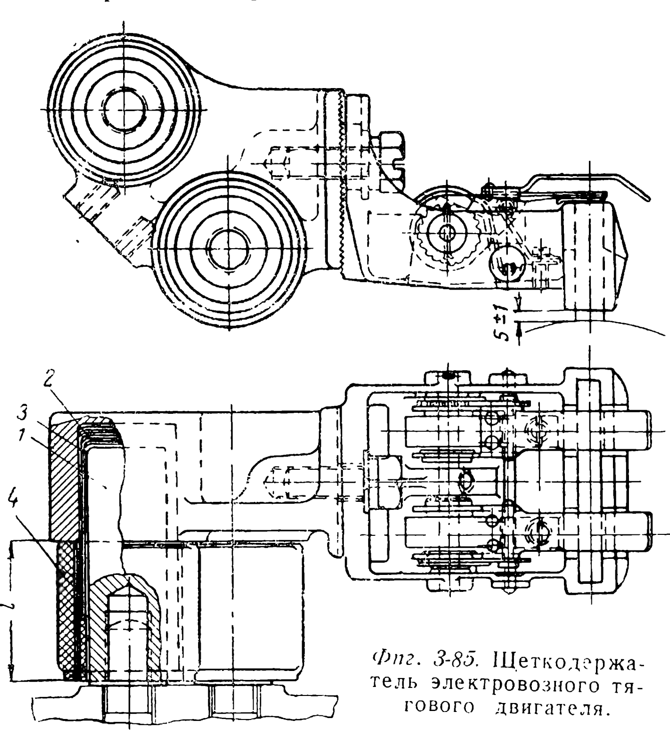
В ряде случаев кабели по выходе из втулок бывает целесообразно закрепить в деревянной клице, как показано на фиг. 1-12.

3-8. ЩЕТКОДЕРЖАТЕЛИ

Конструкция

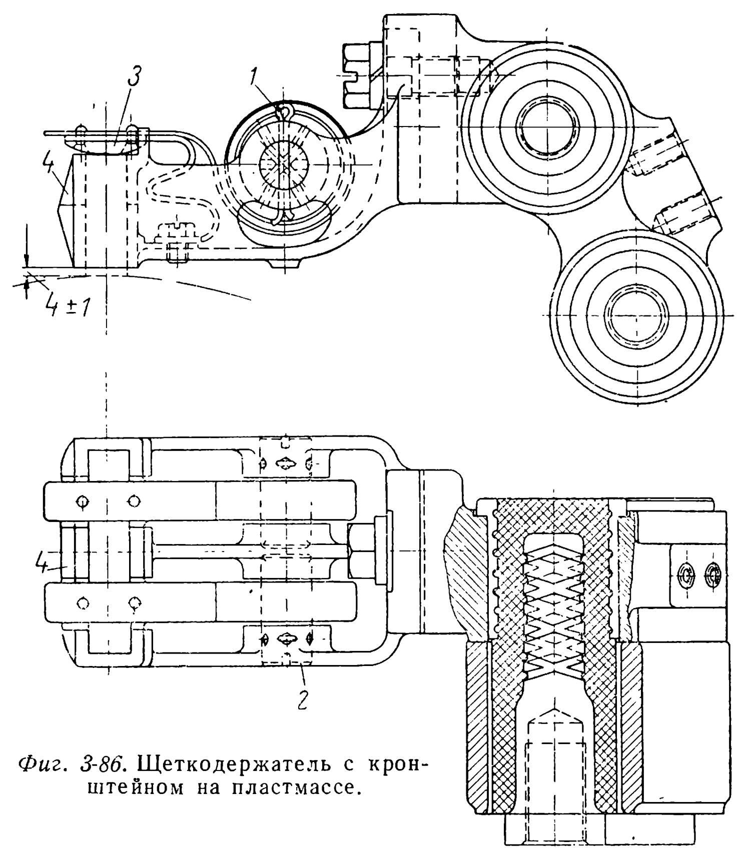
В крупных тяговых двигателях щеткодержатели крепятся к торцовой стенке станины (фиг. 3-5), для чего в ней предусматриваются специальные приливы, к которым привертывается болтами или в которые впрессовывается кронштейн щеткодержателя. Что касается двигателей, применяемых в городском транспорте, то щеткодержатели в них крепятся обычно к подшипниковому щиту, что позволяет сделать станину двигателя в виде трубы, без торцовых стенок (фиг. 3-9). Установка щеткодержателей на траверсе применяется только во вспомогательных машинах.

На фиг. 3-85 представлен чертеж щеткодержателя, широко применяемого в электровозных и моторвагонных двигателях. Щеткодержатель состоит из двух основных деталей: кронштейна и корпуса щеткодержателя, скрепленных между собой болтом. Кронштейн щеткодержателя представляет собой стальную отливку с двумя круглыми отверстиями. В эти отверстия впрессованы два стальных пальца *1*, имеющих в свою очередь отверстия с нарезкой под болты для крепления к станине. Пальцы изолированы от кронштейна следующим образом: в отверстия кронштейна закладываются лепестки *2* обрезной слюды мусковит толщиной около 0,05 *мм*, загибающиеся на дно отверстия и перекрывающие друг друга. На дно, кроме того, кладутся шайбы из коллекторного миканита. Во время этой укладки добавляется несколько капель компаунда 225Д. Затем при помощи вставленных в отверстие кронштейна двух стальных полувтулок *3* впрессовывается палец *1*. На наружную цилиндрическую часть пальца, выступающего из кронштейна, надеваются миканитовая втулка и фарфоровый изолятор *4*.



Фиг. 3-85. Щеткодержатель электровозного тягового двигателя.

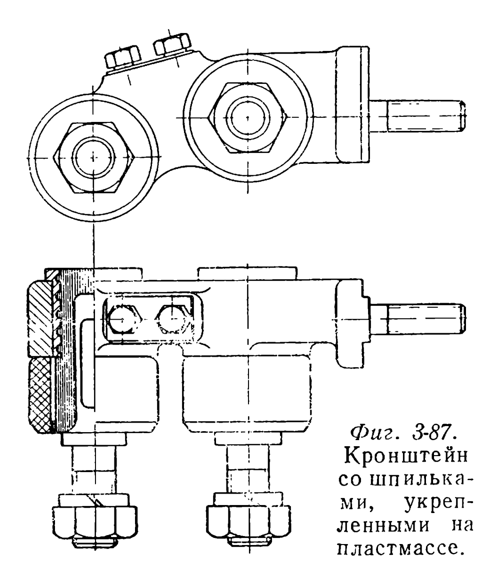
Благодаря практическому отсутствию связующих в материалах, изолирующих палец от кронштейна, нет опасности ослабления крепления пальца в кронштейне, если он только был



Фиг. 3-86. Щеткодержатель с кронштейном на пластмассе.

запрессован достаточно надежно. Наличие двух пальцев предохраняет кронштейн и весь щеткодержатель в целом от возможности поворота.

Фарфоровый изолятор играет здесь роль предохранителя от поверхностного перекрытия с кронштейна на станину двигателя, поскольку гладкую, глазированную поверхность его легко поддерживать в чистоте. Длина изолятора (размер l на фиг. 3-85) может быть взята той же, что и размер А табл. 3-1 и на фиг. 3-29.

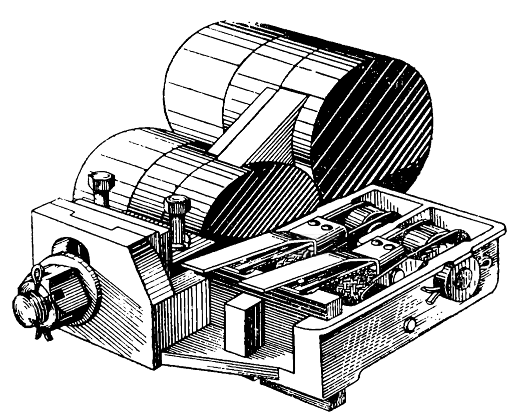


Фиг. 3-87. Кронштейн со шпильками, укрепленными на пластмассе.

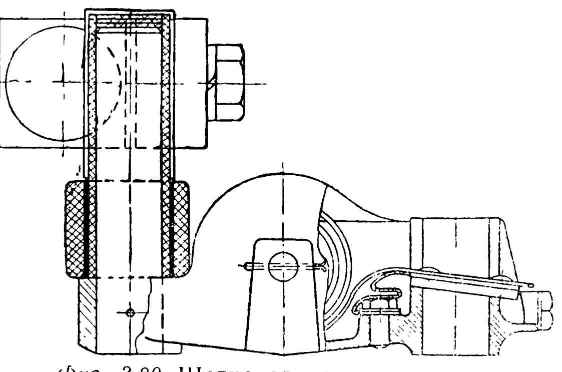
Описанная конструкция крепления пальцев в кронштейне весьма трудоемка и дорога и поэтому применяется только в электровозных и моторвагонных двигателях с напряжением 3 000 *в* по отношению к корпусу. Для машин с более низкими напряжениями с успехом применяется запрессовка пальцев в кронштейн на пластмассе, например изодине. Этот материал имеет достаточно высокую электрическую прочность (9 *кв/мм*) и относительно хорошую влагостойкость.

На фиг. 3-86 и 3-87 показаны соответствующие конструкции.

В рассмотренной конструкции щеткодержатель висит на двух болтах, которые работают на изгиб, так как опорная поверхность пальцев очень ма-



Фиг. 3-88. Развернутый щеткодержатель.



Фиг. 3-89. Щеткодержатель с пальцем.

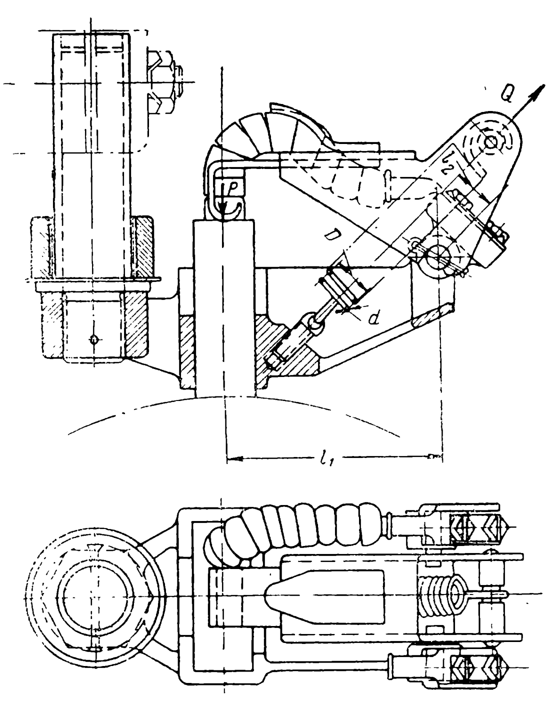
ла. Поэтому болты эти, особенно для железнодорожных машин с осевой подвеской, должны выполняться из качественной стали типа 45 (ГОСТ 1050-52) с термообработкой для получения $\sigma_B \geqslant 70$ *кГ/мм*².

Крепление корпуса щеткодержателя к кронштейну производится одним или двумя болтами, причем поверхности соприкосновения сделаны рифлеными. Этим достигается надежность соединения и невозможность перекоса двух деталей. Для возможности регулировки положения корпуса щеткодержателя относительно коллектора отверстие под болт в нем делается овальным. Щеткодержатели, показанные на фиг. 3-86 и 3-87, занимают довольно много места в тангенциальном направлении, и потому размещение их в двигателях с малым диаметром якоря может встретить существенные затруднения. На фиг. 3-88 показана конструкция с развернутым относительно кронштейна корпусом щеткодержателя, благодаря чему достигается уменьшение тангенциальных размеров, но зато увеличиваются аксиальные. Эта конструкция имеет довольно большое распространение на двигателях городского транспорта и некоторых других. Применение ее в высоковольтных двигателях вряд ли целесообразно из-за значительной потери места в осевом направлении (на ширину кронштейна).

Следующей, принципиально отличной от рассмотренной, конструкцией является щеткодержатель, в котором кронштейн как промежуточная деталь вовсе отсутствует. На фиг. 3-89 показан один из вариантов такой конструкции. Стальной палец, изолированный бакелизированной бумагой или другим материалом, впрессован свободным от изоляции концом в корпус щеткодержателя и заштифтован там. На изолированную часть его надет латунный тонкий стакан (для предохранения изоляции от повреждения). Два таких пальца одного щеткодержателя зажимаются между штырем и накладкой посредством болта. Что касается штыря, то он своей круглой частью впрессован в специальное отверстие в торце станины и приварен к ней. Такого рода щеткодержатель имеет малые тангенциальные и осевые габариты и в ряде случаев оказывается весьма целесообразным. На фиг. 3-90 показана конструкция щеткодержателя двигателя шахтного электровоза, в которой отсутствует латунный стакан и палец обжимается прямо по изоляции, что допустимо ввиду низких напряжений этих машин и небольших динамических усилий.

Недостатком конструкций фиг. 3-89 и 3-90 является то обстоятельство, что обжим пальца накладкой производится по гладкой поверхности. Следовательно, возможно падение щеткодержателя на коллектор при ослаблении болта. Однако оказалось, что эти щеткодержатели работают вполне надежно, поскольку случаев ослабления болтов между осмотрами практически не наблюдалось.

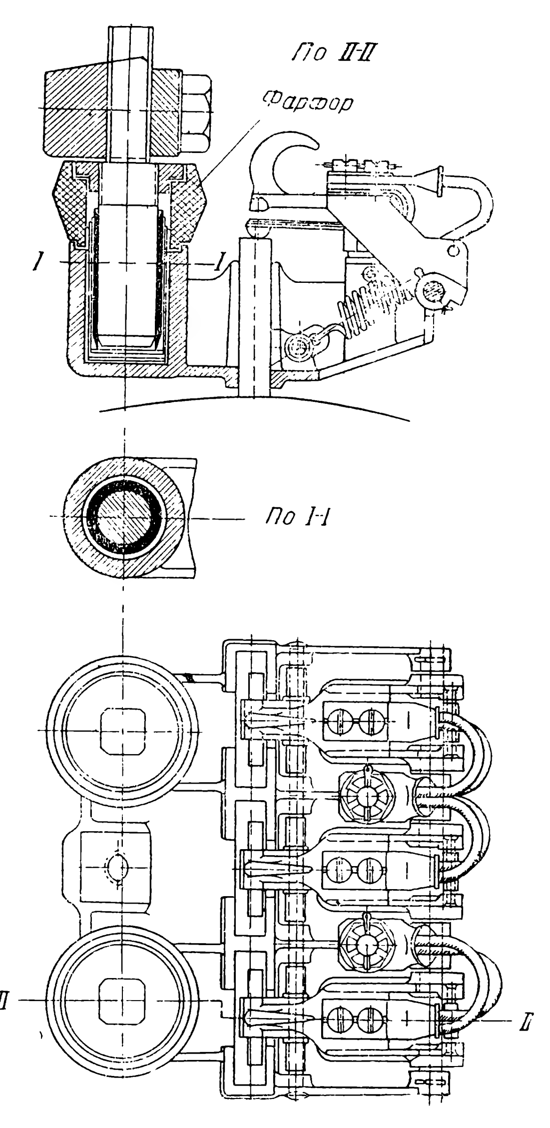
На фиг. 3-91 представлена подобная же конструкция щеткодержателя с той лишь разницей, что палец изолирован от корпуса, а прижим его осуществляется по металлической рифле-



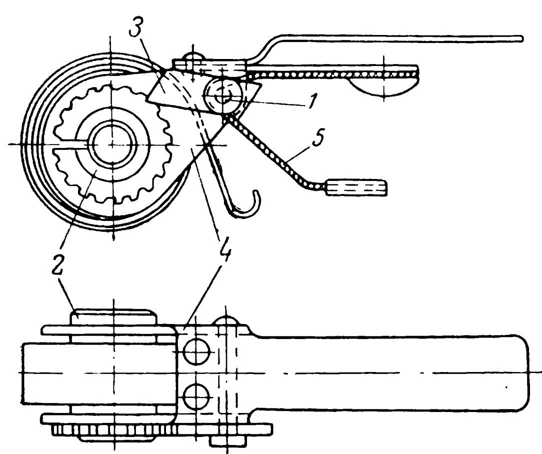
Фиг. 3-90. Щеткодержатель шахтного тягового двигателя.

случае пружина удерживается с одной стороны зашплинтованным валиком с продольной прорезью, куда входит конец пружины. С другой стороны пружина непосредственно опирается на щетку (через нажимной медный сегмент *3*, приклепанный к пружине). Недостаток этого нажимного устройства в том, что пружина может свободно вибрировать, перемещаясь вдоль длины щетки (в пределах прорезей в корпусе щеткодержателя), что, по мнению некоторых эксплуатационников и конструкторов, вызывает деформацию подной части. Такая конструкция широко применяется в однофазных коллекторных двигателях.

Латунный корпус щеткодержателя имеет гнезда для щеток и нажимное устройство для обеспечения давления на них. По этому узлу можно разделить щеткодержатели на два типа: со спиральной и винтовой пружинами. На фиг. 3-85 показано нажимное устройство со спиральной пружиной и храповым механизмом для регулировки давления на щетку (фиг. 3-92). С одной стороны пружина удерживается шпилькой, с другой стороны входит в продольную прорезь барабана храповика *2*, удерживаемого собачкой *3*, сидящей на обойме *4*. Это нажимное устройство трудоемко в изготовлении и в то же время недостаточно надежно ввиду возможности соскакивания собачки с храповика. К тому же регулировки давления на щетки в эксплуатации практически никогда не требуется. Часто применяется конструкция нажимного устройства со свободной пружиной (фиг. 3-86), заранее устанавливаемой посредством шплинтов *1* на нужную величину давления. В этом



Фиг. 3-91. Щеткодержатель с винтовой пружиной.



Фиг. 3-92. Детали нажимного устройства.

верхности щетки. Для устранения этого недостатка на пружину может быть надета стальная (толщиной 1 *мм*) обойма *1* (фиг. 3-93), приклепанная к концу ее. Этим достигается устойчивость всего механизма в отношении боковых перемещений.

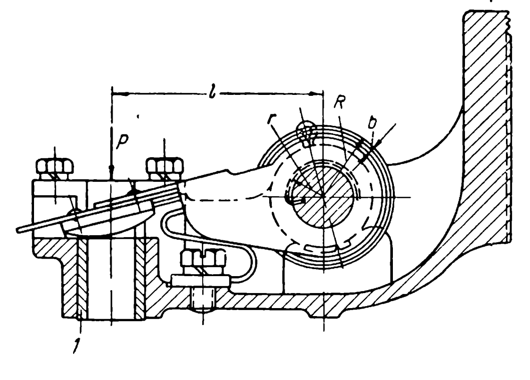
Во всех рассмотренных вариантах нажимных устройств необходимо отвести ток непосредственно от нажимающего на щетку медного сегмента во избежание того, чтобы ток не прошел через пружину, не нагрел бы ее и тем самым не создал бы опасности отпуска материала пружины. Для этого предусматривается плоский плетеный кабель *5* (фиг. 3-88 и 3-92), приклепанный или приваренный под нажим и соединенный с корпусом щеткодержателя.

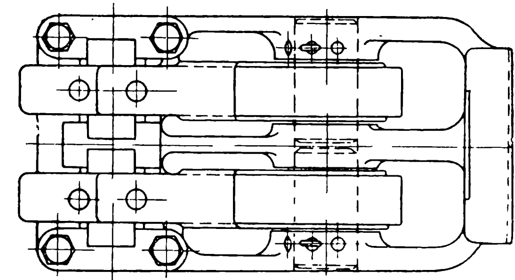
Преимущество щеткодержателей со спиральной пружиной заключается в том, что щетка никогда не может остаться без давления, конечно, если только не сломалась пружина. Однако, для того чтобы вынуть щетку, необходимо действовать двумя руками, поднимая одной из них нажим пружины, что, конечно, усложняет обслуживание.

Конструкция нажима с винтовой пружиной (фиг. 3-90 и 3-91) обеспечивает откидывание нажимного устройства за мертвое положение и более свободное вынимание щетки. Винтовая пружина механически более надежна, чем спиральная, но в этом случае щеткодержатель может быть оставлен с откинутым нажимным устройством после осмотра. Последнее опасение является в значительной мере надуманным, так как практика показывает, что щеткодержатели с винтовой пружиной работают не хуже, чем со спиральной.

При больших плотностях тока в контакте щетки (выше 10 $a/см^2$) рекомендуется применять щетки с кабельками, разгружающими от тока нажимное устройство и боковые поверхности щетки, прилегающие к обойме. Наличие кабельков может существенно снизить нагрев щетки и нажима. Однако, так как кабельки необходимо крепить к корпусу щеткодержателя, усложняется смена щеток. Поэтому стремятся, где это возможно, избегать применения щеток с кабельками.

Корпус щеткодержателя должен выполняться, особенно для двигателей с осевой подвеской, из латуни с достаточно высокими механическими свойствами. Подходящей является кремни-



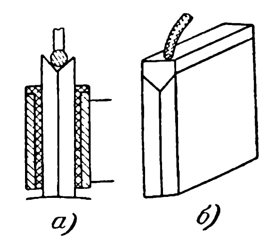


Фиг. 3-93. Щеткодержатель со вставной обоймой.

стая латунь ЛК-80-3Л (ГОСТ 1019-47), имеющая предел прочности $\sigma_B \geqslant$ $\geqslant 25$ $кГ/мм^2$ при относительном удлинении $i = 10\%$. Следует тщательно следить за тем, чтобы в конфигурации

корпуса отсутствовали ослабленные сечения, усиливая эти места ребрами.

Дорновка окна щеткодержателя под щетку должна производиться с допуском +0,1 к номинальному размеру по ширине щетки. Во многих конструкциях делают общее окно под две щетки по длине, что может иногда существенно ослабить механическую прочность корпуса в этом месте. Поэтому всегда рекомендуется усиливать это



Фиг. 3-94. Разрезные щетки.

место ребром (фиг. 3-85 и 3-86) или делать отдельные окна под каждую щетку.

В эксплуатации иногда наблюдаются случаи деформации боковых поверхностей окна корпуса щеткодержателя, приводящие к появлению недопустимых зазоров между щеткой и окном, что создает качку щетки в окне, работу ее одним краем, искрение и т. п. Чтобы не выбрасывать в этом случае весь корпус щеткодержателя, целесообразно иметь вставную обойму, показанную на фиг. 3-93. Последняя также отливается из латуни и крепится к корпусу болтиками.

Спиральные пружины делаются обычно из стали У8А (ГОСТ 1435-54) с термообработкой после навивки до твердости $R_c = 47-48$. Винтовые пружины изготовляются из проволоки В-1 или П-1 (ГОСТ 5047-49) также с термообработкой.

Из-за динамических усилий, особенно резко проявляющихся в двигателях с осевой подвеской, необходимо иметь значительное давление на щетки во избежание их подпрыгивания при работе двигателя, что часто наблюдается при высоких скоростях и плохом состоянии пути. Для двигателей с осевой подвеской удельное давление должно быть не менее 0,45—0,55 *кГ/см*², для двигателей с независимой подвеской—порядка 0,35 *кГ/см*².

Такие высокие цифры удельных давлений при одновременном наличии больших ударных эффектов требуют высоких механических качеств, применяемых в тяговых машинах щеток.

Долголетним опытом установлено, что ударная вязкость щеток должна быть не менее 2,5—3 *кгсм/см*² (размер образца 16×16 *мм*), а предел прочности сжатию — не менее 350—400 *кГ/см*². Более низкие значение указанных цифр приводят к откалыванию краев щеток и их деформации. Указанным требованиям наилучшим образом удовлетворяют щетки марки ЭГ2А (ГОСТ 2332-43), допускающие длительную плотность тока 10 *а/см*², максимальную окружную скорость до 50 *м/сек*, имеющие высокое переходное напряжение 2,5 *в* на пару щеток и относительно невысокий коэффициент трения 0,2—0,23.

Номенклатура размеров щеток довольна обширна, но практически для тяговых двигателей применяются щетки шириной 12,5, 16, 20 или 25 *мм* при длинах 32, 40 или 50 *мм*. По ширине щетка должна быть выполнена с допуском C_4. Допустимый износ щеток в эксплуатации определяется конструкцией щеткодержателя, но во всяком случае составляет не менее 15—20 *мм* при высоте новой щетки 40—50 *мм*. Если зазор между щеткой и окном щеткодержателя по ширине щетки составляет более 0,4—0,5 *мм*, щетка независимо от износа должна быть сменена. Это особенно важно для высоковольтных машин. Зазор от нижней кромки обоймы щеткодержателя до коллектора должен составлять 3—5 *мм*.

В двигателях с петлевыми обмотками и уравнительными соединениями ни в коем случае нельзя допускать к установке разных марок щеток на один коллектор, так как это может повлечь за собой появление значительных токов в уравнительных соединениях, могущих выжечь их при стоянке двигателя под током (трогание с места).

Известны случаи применения в тяговых машинах, особенно однофазных коллекторных, разрезных щеток (фиг. 3-94). Щетка (фиг. 3-94,*а*) состоит из двух половин, вставленных в одно

гнездо. Давление на обе половины оказывается одним нажимом, опирающимся на скошенные грани щетки. Обе половины щетки могут быть склеены, но не обязательно. Иногда их помещают в изолированную обойму (фиг. 3-94,*а*).

На фиг. 3-94,*б* показана такая же разрезная щетка, но состоящая из трех частей.

Благодаря удлинению пути для тока короткого замыкания искрение под такими щетками получается несколько меньше, чем под целыми.

Расчет пружин щеткодержателей

Для спиральной пружины по требуемому давлению на щетку P и плечу l (фиг. 3-93) определяется закручивающий момент

$$M = Pl \ [кГ/см]. \qquad (3\text{-}103)$$

Введем обозначения:

R — внешний радиус пружины, *см*;
r — внутренний радиус пружины, *см*;
a — ширина ленты пружины, *см*;
b — толщина ленты пружины, *см*;
m — число витков пружины;
φ — угол закручивания пружины, град.;
E — модуль упругости материала пружины ($E = 2{,}1 \cdot 10^6$ *кГ/см²*).

Требуемый угол закручивания φ при заданных размерах пружины может быть найден из выражения

$$\varphi = 700 \frac{M\pi (R + r) m}{Eab^3}. \qquad (3\text{-}104)$$

Напряжение в материале пружины

$$\sigma = 6 \frac{M}{ab^2} \qquad (3\text{-}105)$$

должно быть найдено для величины момента M, определяемого углом закручивания пружины при вынимании неизношенной щетки. Величина σ не должна превышать 7 500 *кГ/см²*.

Для цилиндрической пружины фиг. (3-90) сила ее натяжения определяется как:

$$Q = P \frac{l_1}{l_2}. \qquad (3\text{-}106)$$

Деформация пружины, соответствующая этой силе Q, находится по формуле

$$f = \frac{8mD^3}{d^4 G} Q, \qquad (3\text{-}107)$$

где m — число витков пружины;
D — средний диаметр пружины, *см*;
d — диаметр проволоки, *см*;
G — модуль упругости второго рода материала пружины ($G = 750\,000$ *кГ/см²*).

Из (3-107) могут быть подобраны размеры пружины.

Напряжение в материале проволоки

$$\sigma = \frac{8}{\pi} \frac{D}{d^3} Q \qquad (3\text{-}108)$$

должно быть определено для величины силы натяжения пружины Q, соответствующей максимальной деформации ее при проходе нажимного устройства через мертвое положение. Величина σ не должна превышать указанного выше значения.

3-9. ЯКОРНЫЕ ПОДШИПНИКИ

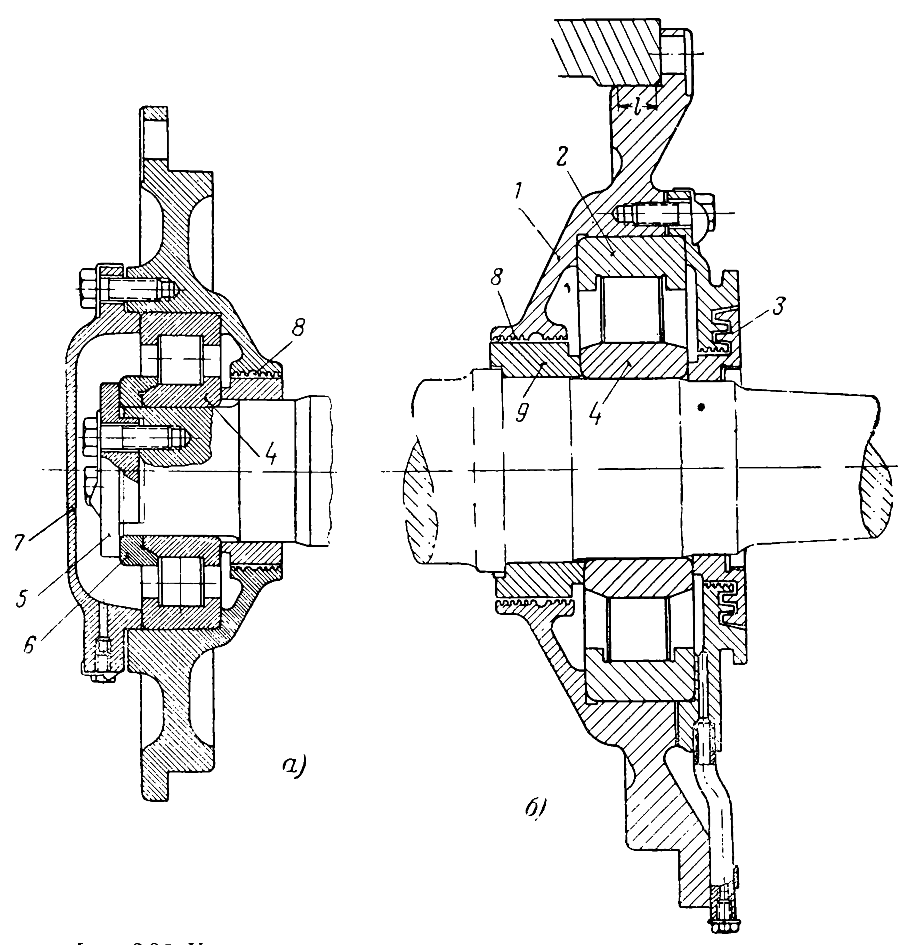
Конструкция

В большинстве современных тяговых двигателей применяются роликоподшипники, обладающие большей грузоподъемностью сравнительно с шариковыми и допускающие легкий монтаж и демонтаж якоря в станину. Только в машинах небольшой мощности (50 *квт* и ниже) встречаются случаи комбинированного применения ролико- и шарикоподшипников или одних шарикоподшипников (в электрокарных и вспомогательных машинах).

На фиг. 3-95 представлены узлы роликоподшипников при односторонней передаче. В этом случае подшипник со стороны передачи делается всегда свободным серии 32000 (фиг. 3-95,*б*), причем конструкция подшипникового щита *1* позволяет снятие его с внешним кольцом роликоподшипника и роликами (предварительно снимается внешнее лабиринтное кольцо *3*). Внутреннее кольцо подшипника *4* остается при этом на валу.

Со стороны, противоположной передаче, роликоподшипник делается запертым, серии 62000 (фиг. 3-95,*а*), фиксирующим осевое положение якоря. Запирание подшипника осуществляется посредством шайбы *5*, прикреплен-

ной к торцу вала болтами и удерживающей упорное кольцо подшипника *6*. Здесь подшипниковый щит также может быть снят с внешним кольцом подшипника и роликами (после снятия крышки подшипника *7* и освобождения преимущество, что при демонтаже ролики с внешним кольцом остаются в гнезде подшипникового щита, где их легко защитить от случайных повреждений. Кроме того, внешнее кольцо ставится в гнездо подшипника относи-

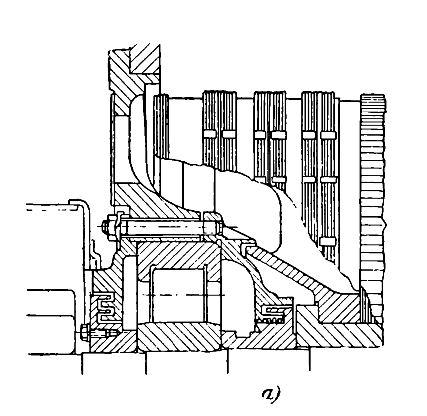


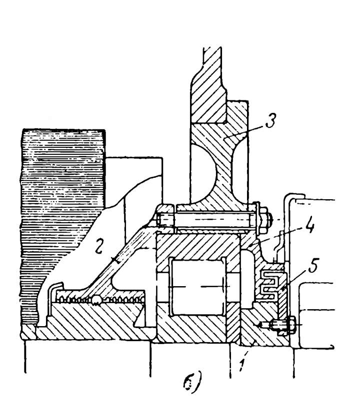
Фиг. 3-95. Узлы роликоподшипников при односторонней передаче.

шайбы *5*). Для этого, как на фиг. 3-95,*б* внутренний диаметр гидравлического уплотнения *8* должен быть на 1—2 *мм* больше максимального диаметра внутреннего кольца подшипника *4*. Такая система конструкции обоих подшипниковых узлов позволяет легкий демонтаж якоря с выемкой его из станины в сторону передачи (см. также фиг. 3-3 и 3-4). Следует обратить внимание, что в рассмотренной конструкции применяются подшипники с бортиками на внешнем кольце. Подшипник в этом выполнении, помимо простого монтажа и демонтажа, имеет и то существенное тельно легкой посадкой, позволяющей простое удаление подшипника. Обратная конструкция, часто применяемая в общем машиностроении, когда бортики делаются на внутреннем кольце и ролики жестко связаны с ним, практически не применяется в тяговых двигателях.

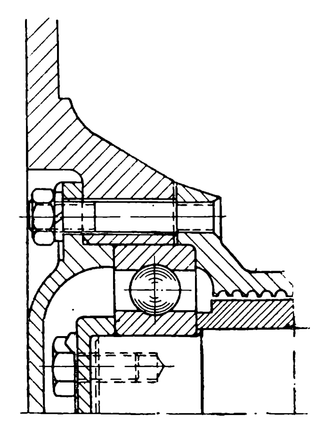
На фиг. 3-96 представлены подшипниковые узлы двигателя с двусторонней передачей. В этом случае один из подшипников также делается свободным (*а*), а другой упорным (*б*), но конструкция узла последнего существенно осложняется из-за невозмож-

ности использовать для крепления упора торец вала. На фиг. 3-96,*б* запертый подшипник взят серии 92000 [Л. 8], с упорным кольцом в габарите подшипника и удерживается втулкой *1*. Для возможности демонтажа этого узла подшипниковый щит приходится





Фиг. 3-96. Узлы роликоподшипников при двусторонней передаче.



Фиг. 3-97. Узел шарикоподшипника.

выполнять с отдельной внутренней крышкой подшипника *2*, связанной шпильками с самим щитом *3* и внешней крышкой подшипника *4*. После освобождения гаек и шпилек и удаления лабиринтового кольца *5* якорь вынимается в сторону, противоположную коллектору, вместе с внутренней крышкой подшипника и самим роликоподшипником (см. также фиг. 3-3). Описанная конструкция запертого подшипникового узла, конечно, значительно сложнее таковой же при односторонней передаче. Поэтому существует определенная тенденция по возможности избегать применения двусторонних зубчатых передач, отмеченная уже ранее.

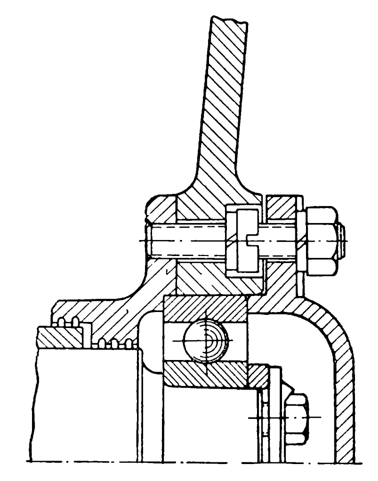
Возможна еще одна, весьма простая конструкция подшипниковых узлов при двусторонней передаче с применением с обеих сторон подшипников с одним бортиком, обращенным внутрь машины (фиг. 6-1). Однако такое исполнение требует значительного аксиального зазора в подшипниках (до 2 *мм*), могущего приводить к ударам роликов о бортики и их повреждениям. Поэтому эта конструкция привилась только в машинах с косозубчатой передачей, где положение якоря фиксируется аксиальными составляющими усилий зубчатой передачи. Применяемое в рассмотренной выше конструкции подшипникового запертого узла при двусторонней передаче исполнение подшипникового щита и внутренней крышки в виде двух отдельных деталей имеет определенные технологические преимущества, позволяющие вести обработку щита с одного постанова, что невозможно при конструкции щитов по фиг. 3-95. Это, конечно, повышает точность обработки и потому такие щиты часто применяются даже в тех случаях, где такой разъем не является необходимым (фиг. 3-96,*а* и 3-3).

Как уже было отмечено, в ряде небольших двигателей городского транспорта и др. применяется роликоподшипниковый узел со стороны передачи и шариковый подшипник с противоположной стороны (фиг. 3-97 и 3-9). Такая конструкция основана на том, что шарикоподшипники являются неразъемными деталями и при зажатии их в подшипниковом узле работают как запертые. В то же время подшипник со стороны, противоположной передаче, нагружен значительно меньше.

Следует отметить, что с целью обеспечения зажатия внешнего кольца подшипника между подшипниковым щитом и крышками предусматривается зазор порядка 0,5 *мм* (фиг. 3-97). Так как внешнее кольцо подшипника сидит в гнезде относительно легкой посадкой, возможно аксиальное перемещение якоря с подшипником в этом

гнезде, что может привести к разработке посадочных поверхностей. Для устранения этого недостатка иногда применяется конструкция, показанная на фиг. 3-98, при которой подшипник является уже твердо запертым в аксиальном направлении.

Для возможности демонтажа узла шарикоподшипника внутренняя крыш-

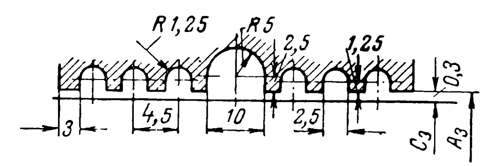


Фиг. 3-98. Узел шарикоподшипника с твердой фиксацией подшипника в осевом направлении.

ка подшипника всегда делается отъемной и при разборке двигателя якорь вынимается из станины вместе с этой внутренней крышкой и самим подшипником.

Известны также конструкции двигателей с двухрядным запертым шариковым подшипником со стороны привода (фиг. 3-10). Этот тип подшипника (например, № 3086313) имеет значительный коэффициент работоспособности и хорошо противостоит аксиальным усилиям, возникающим иногда при применении шлицевых карданных валов, но все же целесообразность применения его ставится под сомнение. Наконец, в ряде небольших вспомогательных машин оба подшипника часто делаются шариковыми, причем один из них зажимается в гнезде подшипникового щита (заперт), а другой имеет с обеих сторон зазоры (свободен).

Весьма важным вопросом конструкции подшипниковых узлов является устройство уплотнений в них, необходимых для предотвращения попадания смазки внутрь двигателя или вытекания ее наружу. Хотя, как правило, для якорных подшипников применяется консистентная смазка, при работе двигателя она может частично или целиком переходить в жидкую фазу и выбрасываться из подшипника. Необходимо закладывать в подшипник только такое количество смазки, которое не превосходило бы $^1/_3$ объема смазочных камер (сам подшипник весь



Фиг. 3-99. Гидравлическое уплотнение.

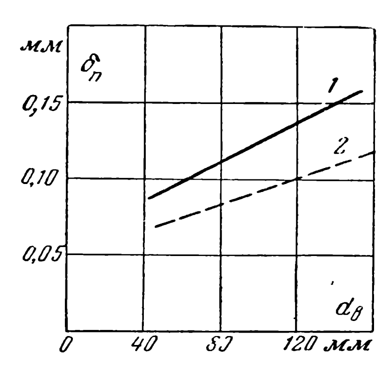
промазывается смазкой), и добавлять ее в эксплуатации весьма осторожно, малыми дозами и не чаще, чем раз в полгода — год. Переполнение подшипника смазкой столь же вредно, как и недонаполнение его, так как это вызывает выход излишка смазки в машину и повышенный перегрев подшипника.

На фиг. 3-99 показано гидравлическое уплотнение, широко применяемое в тяговых двигателях ввиду своей технологической простоты. Зазор между крышкой подшипника (или подшипниковым щитом) и втулкой *9* (фиг. 3-95,*б*), сидящей на валу, делают равным 0,3—0,4 *мм,* а число канавов 5—8, а иногда и больше. Эти канавки промазываются при монтаже смазкой, которая сама по себе создает барьер для движения от подшипника более жидкой, нагретой смазки. Эта жидкая смазка, попадая в канавки, теряет свою скорость (расширение сечения пути), отбрасывается ц. б. с. на дно канавки и там густеет и застывает. Большая канавка, показанная на фиг. 3-99, часто не делается. Однако со стороны шестерни (при осевой подвеске) такого рода гидравлическое уплотнение является недостаточным. Поэтому здесь применяется лабиринтное прямоугольное уплотнение (фиг. 3-96) с радиальными зазорами порядка 0,5—0,7 *мм* в комбинации с небольшим гидравлическим уплотнением или без него. Такая конструкция уплотнений, хотя и более трудоемка, но лучше пре-

дохраняет подшипник от попадания в него смазки из кожуха зубчатой передачи. Иногда, как показано на фиг. 3-96, такие уплотнения делаются и с внутренних сторон подшипника. На фиг. 3-96 лабиринтное кольцо *5* привернуто болтами к втулке *1* и центрируется с ней. Известны случаи отвертывания болтов этого кольца, несмотря на то, что они предохраняются от самоотвинчивания пружинными или секторными шайбами, связываются иногда проволокой и т. п. Поскольку отвертывание болтов может вызвать повреждение зубчатых колес передачи, в ряде случаев применяется конструкция, показанная на фиг. 3-95 и 3-16, при которой лабиринтное кольцо и втулка делаются как одна деталь, сидящая прессовой посадкой на валу. Это, конечно, устраняет указанный недостаток, но усложняет снятие подшипникового щита, так как для этого предварительно должна быть снята втулка — лабиринтное кольцо.

Посадка внутренних втулок под уплотнения делается обычно с допусками легкопрессовой (Пл) или прессовой (Пр) посадок, внешних втулок — с допусками прессовой или даже горячей (Гр) посадок. Монтаж их ведется с предварительным подогревом для облегчения насадки на вал. Внутреннее кольцо роликоподшипника сажается на вал также подогретым. При этом обработка вала делается с чистотой поверхности 8 и с допусками глухой посадки первого класса точности ($Г_1$) и только в некоторых случаях для небольших тяговых двигателей и для вспомогательных машин — с допусками тугой посадки (Т). При этом надо иметь в виду, что, так как внутреннее кольцо подшипника имеет специальные допуски (ГОСТ 520-45), фактически посадка при обработке вала по допускам $Г_1$ соответствует приблизительно легкопрессовой (Пл), а при обработке по допускам Т — глухой Г. Такие посадки необходимы, как показала практика, для обеспечения надежного крепления внутренних колец подшипников и невозможности их проворачивания на валу, что повлекло бы разработку шейки вала. Демонтаж внутреннего кольца подшипника, а также втулок производится специальными струбцинами или при помощи индукционного нагрева.

При осевой подвеске и подвеске с полым валом на консоль вала действует значительная сила реакции зуба зубчатки P (фиг. 3-20), вызывающая изгиб вала и, следовательно, поворот



Фиг. 3-100. Радиальные зазоры в роликоподшипниках типа Ж.

1 — при поставке; *2* — после монтажа.

его сечения в подшипнике (при отсутствии силы P этот поворот сечения значительно меньше). Для того чтобы при этом не происходило заклинивания подшипника, необходимо иметь достаточный радиальный зазор. Кроме того, указанные мощные посадки внутреннего кольца вызывают некоторое увеличение диаметра беговой дорожки этого кольца после монтажа. По этим причинам роликоподшипники тяговых двигателей изготовляются с повышенными радиальными зазорами $\delta_п$, примерные значения которых даны в зависимости от внутреннего диаметра подшипника $d_в$ на фиг. 3-100. Аксиальный зазор в запертых подшипниках составляет около 0,3 *мм*. Шарикоподшипники сажаются на шейку вала, обработанную с чистотой 8 по допускам напряженной посадки (Н) или иногда тугой посадки первого класса точности ($Т_1$).

Гнездо в подшипниковом щите под внешнее кольцо подшипника обрабатывается с чистотой 6 и допусками плотной посадки по системе вала (П). Такая система посадки позволяет относительно легкий демонтаж внешнего кольца подшипника из гнезда

подшипникового щита при помощи струбцины или даже без нее.

Подшипниковый щит центрируется в горловине станины с тугой (Т), а в случае весьма крупных двигателей с глухой (Г) посадкой. Ширина активной посадочной поверхности l за вычетом фасок (фиг. 3-95) должна быть в пределах 8—30 *мм* в зависимости от величины момента двигателя. Размер крепящих болтов рекомендуется выбирать от М12 до М30, а число их 4—6 для заднего подшипникового щита и 4 для переднего (при односторонней передаче). Крышки подшипников обычно центрируются в заточках подшипниковых щитов или на внешнем кольце подшипника (фиг. 3-96) со скользящей посадкой (С). Посадка подшипниковых щитов в станину производится путем заколачивания их. Для демонтажа щитов рядом с отверстиями под крепящие болты предусматриваются два-три отжимных отверстия с нарезкой того же размера, что и у болтов. Такие же отжимные отверстия должны быть предусмотрены и в крышках подшипниковых щитов. Подшипниковые щиты и крышки изготовляются из стального литья типа 25л (ГОСТ 977-53). Втулки и лабиринтные кольца — из стали 45 (ГОСТ 1050-52) или стали 5 (ГОСТ 380-50). В качестве смазки подшипников обычно применяется консистентная мазь марки УТВ 1-13 (ГОСТ 1631-52) с температурой каплепадения 120° С. Что касается применяемых в тяговых двигателях роликоподшипников, то, учитывая их специальное исполнение (тип Ж), рекомендуется по возможности выбирать их из имеющейся номенклатуры, указанной в табл. 3-5.

Расчет ролико- и шарикоподшипников

В каталожных данных на подшипники указывается коэффициент работоспособности C, определяющий долговечность подшипника, причем

$$C = (nh)^{0,3}R, \qquad (3\text{-}109)$$

где R — приведенная нагрузка на подшипник, *кГ*;
n — скорость вращения, об/мин;
h — число часов работы (гарантируемое), или

$$\frac{C}{R} = (nh)^{0,3}. \qquad (3\text{-}109')$$

Поэтому расчет подшипников должен производиться по нагрузкам, соответствующим длительному режиму работы электродвигателя (для закрытых машин режиму, соответствующему 65% часового тока). Для этого длительного режима работы следует найти по (3-1′) силу P, действующую на консоль вала, подставляя

Таблица 3-5

Обозначение подшипника	Внутренний диаметр, *мм*	Коэффициент работоспособности C	Характеристика	Внешний диаметр, *мм*	Ширина, *мм*
32310	50	100 000	Свободный	110	27
62310	50	100 000	Запертый	110	27+8 Упорное кольцо
32613	65	220 000	Свободный	140	48
62613	65	220 000	Запертый	140	48+10 Упорное кольцо
32413	65	240 000	Свободный	160	37
32617	85	380 000	Свободный	180	60
62417	85	460 000	Запертый	210	52+14 Упорное кольцо
92417	85	460 000	Запертый	210	52
62318	90	320 000	Запертый	190	43+12 Упорное кольцо
32419	95	540 000	Свободный	240	55
32422	110	760 000	Свободный	280	65
32424	120	980 000	Свободный	310	72
32426	130	1 260 000	Свободный	340	78
42426	130	1 260 000	С одним бортом	340	78
92426	130	1 260 000	Запертый	340	78
32428	140	1 340 000	Свободный	360	82
92428	140	1 340 000	Запертый	360	82

Примечание. Значения С даны по каталогу 1956 г.

вместо F_ϕ величину длительной силы тяги двигателя. Далее следует определить одностороннюю силу магнитного притяжения T по (3-13), для чего надо подсчитать прогиб вала f по (3-11). Затем определяются статические радиальные реакции, действующие на подшипники. При односторонней передаче, беря сумму моментов сил относительно точки A и считая, что вал в пролете выгибается наверх, т. е. магнитная сила действует против силы веса якоря G, а потому не включается в расчет, получим (фиг. 3-101,*а*):

$$Q_B = G\frac{a}{l} + P\left(1 + \frac{c}{l}\right). \quad (3\text{-}110)$$

При независимой подвеске с передачей через муфту сила P практически отсутствует, вал прогибается вниз, а потому в этом случае

$$Q_B = (G + T)\frac{a}{l}.$$

Аналогично, беря сумму моментов сил относительно точки B, найдем (фиг. 3-101,*б*):

$$Q_A = (G + T)\frac{b}{l} + P\frac{c}{l}. \quad (3\text{-}111)$$

При независимой подвеске в этой формуле второй член обращается в нуль. В обоих случаях сила P направляется таким образом, чтобы реакция на подшипниках была наибольшая.

При двусторонней передаче (фиг. 3-101,*в*)

$$Q_B = G\frac{a}{l} + P; \quad (3\text{-}112)$$

$$Q_A = G\frac{b}{l} + P. \quad (3\text{-}113)$$

При независимой подвеске с передачей через муфту, учитывая сказанное выше о направлении прогиба вала:

$$Q_B = (G + T)\frac{a}{l}; \quad (3\text{-}112')$$

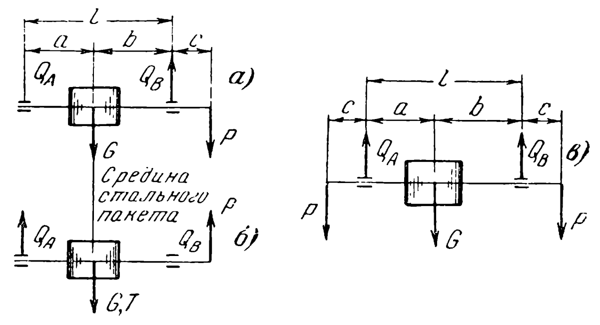
$$Q_A = (G + T)\frac{b}{l}. \quad (3\text{-}113')$$

Следует, далее, учесть возможную аксиальную нагрузку на запертый подшипник. Эта нагрузка возникает, в частности, при косозубчатой передаче и равна в этом случае

$$A = P\,\mathrm{tg}\,\beta, \quad (3\text{-}114)$$

где β — угол спирали зубцов передачи ($\beta \approx 6 \div 8°$).

Аксиальная нагрузка возникает также от трения в шлицевых соеди-



Фиг. 3-101. К расчету подшипников.

нениях карданного вала и по другим причинам. Поэтому следует всегда тщательно выяснить возможность ее появления.

Приведенная нагрузка на подшипник

$$R_B = (Q_B + mA)\,k_\partial; \quad (3\text{-}115)$$

$$R_A = (Q_A + mA)\,k_\partial, \quad (3\text{-}115')$$

где динамический коэффициент k_∂ (3-16) определяется при осевой подвеске для скорости вращения, соответствующей длительному режиму двигателя, а при независимой принимается равным 1,4.

Коэффициент $m = 1{,}5$ для шарикоподшипников. Для роликоподшипников $m = 0$, т. е. осевая нагрузка A в расчет не вводится, однако она должна быть не больше 0,0016—0,0022 C, где C — коэффициент работоспособности подшипника. Требуемый коэффициент работоспособности C находится по (3-109) и по нему по каталогу [Л. 8] или табл. 3-5 подбирается подходящий подшипник. При этом следует помнить, что в (3-109) скорость вращения n — длительная; а число часов работы h должно быть взято не менее 10 000.

Для удобства вычислений на фиг. 3-102 даны значения h в функ-

ции $\frac{C}{R}=(nh)^{0,3}$ при данной скорости вращения n.

Пример 3-4. **Расчет роликоподшипников якоря.**

Двигатель типа ДК-103 (фиг. 3-4), подшипники № 32422 и 62417.

$$n_{\sim} = 1\,070 \text{ об/мин};$$

$$P_{\sim} = 1\,420 \; кГ;$$

$$T = 200 \; кГ;$$

$$Q_B = 680\frac{60}{100} + 1\,420\left(1+\frac{14,3}{100}\right) = 2\,040 \; кГ;$$

$$Q_A = (680+200)\frac{400}{100} + 1\,420\frac{14,3}{100} = 540 \; кГ;$$

$$k_д = 1 + 0,1\frac{1\,070}{60}\pi\cdot 190\cdot 10^{-3} = 2,07;$$

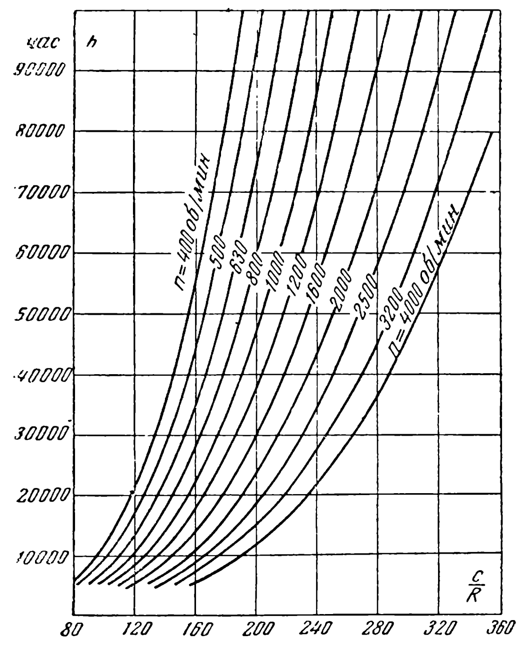
$$R_B = 2\,040\cdot 2,07 = 4\,200 \; кГ;$$

$$R_A = 540\cdot 2,07 = 1\,100 \; кГ.$$

Коэффициенты работоспособности

№ 32422 $C = 760\,000$ $\frac{C}{R_B} = 180;$

№ 62417 $C = 460\,000;$ $\frac{C}{R_A} = 420.$



Фиг. 3-102. К расчету работоспособности подшипников.

Число часов работы (фиг. 3-102)

№ 32422 $h = 30\,000;$

№ 62417 $h > 100\,000.$

3-10. ЗУБЧАТАЯ ПЕРЕДАЧА

Зубчатая передача двигателя относится собственно к механической части экипажа, особенно если она вынесена в отдельный, независимый от двигателя редуктор. Поэтому здесь мы рассмотрим только общие конструктивные и расчетные вопросы передачи, связанные с параметрами двигателя.

При осевой подвеске шестерня, сидящая на коническом конце вала двигателя, и зубчатое колесо, сидящее на оси экипажа, заключаются в разъемный, состоящий из двух половин кожух передачи (фиг. 3-103). Кожух выполняется сварным, из листовой стали толщиной 4—7 *мм*, имеющим войлочные уплотнения в отверстиях для оси и для посадки на соответствующую заточку подшипникового щита двигателя.

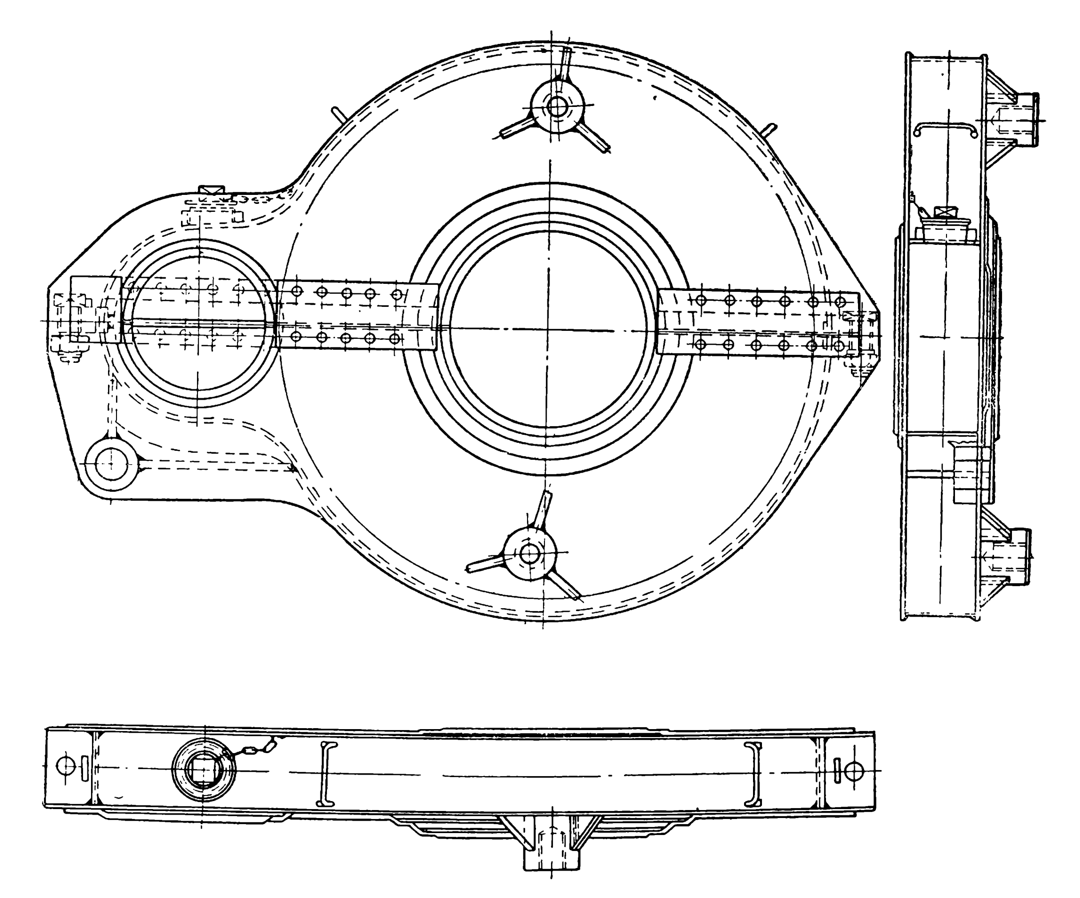
Крепление кожуха передачи к двигателю раньше осуществлялось обычно на двух точках: с одной стороны кожух крепился к специальному рогу шапки (фиг. 3-6), с другой стороны — к выступу на подшипниковом щите двигателя. Такая система крепления отличалась определенной механической устойчивостью, но была крайне нетехнологична, требуя сложных отливок шапки и подшипникового щита. Поэтому в дальнейшем перешли на систему крепления кожуха передачи посредством бобышек с нарезкой под болты (фиг. 3-103 и 1-1), приваренных в двух местах к стенке кожуха. На станине двигателя делаются два прилива *23* (фиг. 3-2), на подшипниковом щите отверстие с нарезкой и кожух крепятся болтами к этим трем точкам.

Такая система крепления кожуха передачи имеет тот существенный недостаток, что кожух висит на болтах, не опираясь на что-либо. Поэтому, несмотря на широкое распространение этой конструкции, ее нельзя признать технически совершенной.

Дальнейшее развитие способа крепления кожуха передачи привело к тому, что появилась конструкция, при которой одна точка кожуха посредством приваренной к его стенке полки была оперта на специальный прилив на

станине двигателя (фиг. 3-4). В результате нижняя бобышка и болты разгружаются от срезывающих усилий.

Трудность осуществления в кожухе зубчатой передачи надежных уплотнений против утечек и разбрызгивания



Фиг. 3-103. Кожух зубчатой передачи.

смазки, отсутствие достаточной жесткости в его конструкции приводят к тому, что зубчатая передача машин с осевой подвеской работает в весьма тяжелых условиях. Это особенно относится к трамвайным и шахтным электродвигателям.

Понятно, что вынос передачи при независимой подвеске в отдельный, механически прочный и хорошо уплотненный картер имеет существенное значение для улучшения работы редуктора, что является одним из важных преимуществ систем с независимой подвеской двигателей.

Посадка шестерни или муфты на конический конец вала двигателя производится обычно в нагретом состоянии для получения соответствующих натягов (посадка Гр) после остывания. Для закрепления шестерни или муфты в аксиальном направлении применяется либо специальный болт или гайка с пружинной шайбой (фиг. 3-2 и 3-3), либо гайка с лепестковой шайбой, отгибаемой на гайку и в прорезь или шпоночную канавку на торце шестерни (фиг. 3-4) и т. п. Для этих предохранительных устройств конец вала имеет за конической частью хвостовик с нарезкой или при большом диаметре конца вала она делается внутри него.

Материал шестерни — сталь 50 или легированная (например, хромоникелевая), материал венца большого зубчатого колеса — сталь 50. Шестерня

после нарезки зубьев подвергается объемной закалке с низким отпуском и с доведением твердости поверхности зубьев до 380—450 по Бринелю. Зубья большого зубчатого колеса подвергаются поверхностной закалке с низким отпуском и доведением твердости поверхности зубьев до 340—380 по Бринелю.

В качестве смазки зубчатой передачи обычно применяется нигрол автотракторный (ГОСТ 542-50).

Расчет прочности посадки шестерни или муфты на конусный конец вала производится тем же методом, что и для посадок деталей якоря (см. § 3-2).

Определяется относительный натяг при посадке

$$\delta = \beta\theta, \qquad (3\text{-}116)$$

где β — коэффициент линейного расширения стали ($\beta = 11{,}5 \cdot 10^{-6}$); θ — перегрев шестерни или муфты при посадке, °С.

Затем находится удельное давление между валом и шестерней по (3-23)

$$p = \frac{\alpha^2 - 1}{2\alpha^2} E\delta \ [кГ/см^2],$$

$$\alpha = \frac{D}{d},$$

где d — диаметр начала конуса вала (фиг. 3-104,*а*);

D — диаметр окружности впадин шестерни или внешний диаметр тела муфты (для шестерни $D \approx d_z - 1{,}4\ m$, где d_z — диаметр делительной окружности, а m — модуль инструмента).

Полное давление посадки

$$P_n = p\pi dl \ [кГ]. \qquad (3\text{-}117)$$

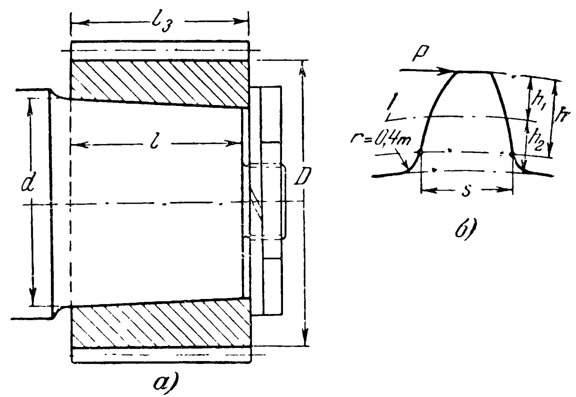
Подсчитанный по этому давлению момент проворачивания должен быть больше максимального вращающего момента двигателя по (3-2) с запасом не менее 50%

$$M_{пров} = P_n \frac{d}{2} \ [кГ/см]. \qquad (3\text{-}118)$$

Напряжение в материале тела шестерни или муфты (3-25)

$$\sigma = \frac{\alpha^2 + 1}{2\alpha^2} E\delta \ [кГ/см^2]$$

и не должно превосходить цифры порядка 2 000 $кГ/см^2$. Во всяком случае толщина тела не должна быть меньше 15 *мм*.



Фиг. 3-104. К расчету зубчатой передачи.
а — вал с шестерней; *б* — зубец; *1* — делительная окружность.

Шпонка на конце вала двигателя предназначается только для фиксации определенного положения шестерни (нужного в случае двусторонней передачи) и для крепления временной муфты при испытании двигателя. Таким образом, весь вращающий момент воспринимается за счет натяга посадки шестерни или муфты.

Напряжение в корне зуба шестерни или зубчатого колеса определяется в предположении того, что сила давления на зубец шестерни P приложена к вершине зуба (фиг. 3-104, *б*).

Тогда изгибающий момент, действующий на опасное сечение s, будет $M = Ph$ и статическое напряжение в этом сечении с учетом коэффициента перекрытия зубьев ε составит:

$$\sigma_{ст} = \frac{1{,}3}{\varepsilon} \frac{6Ph}{l_з s^2}. \qquad (3\text{-}119)$$

Как высота зуба до опасного сечения h, так и ширина этого опасного сечения s являются функцией величины модуля зубчатой передачи и принятой величины коррекции. Поэтому (3-119) можно представить [Л. 9]

Таблица 3-6

Число зубьев шестерни	Коэффициент формулы зуба, k	Число зубьев большого зубчатого колеса	Коэффициент формулы зуба, k
9	27,5	60	25,5
13	26,5	70	25
17	25,3	80	24,7
21	24,5	90	24,2
25	24		

в виде:

$$\sigma_{cm} = k\frac{P}{l_3 m}\frac{1,3}{\varepsilon} \quad [кГ/см^2], \quad (3\text{-}119')$$

где P — величина давления на зуб шестерни и зубчатки при максимальной силе тяги, определяется по формуле (3-1'), *кГ*;

m — модуль инструмента передачи, *мм*;

l_3 — длина зубчатки, *см*;

k — коэффициент формы зуба; его значения в системе зацепления, разработанной С. В. Рабиновичем, даны в табл. 3-6 для принятого сейчас стандартного угла инструмента $\varphi_0 = 20°$ и коррекции $\xi \approx +0,5$ для шестерни и $\xi' \approx 0$ для зубчатки (так называемая V-передача);

ε — коэффициент перекрытия зубьев при зацеплении:

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2;$$

ε_1 — коэффициент перекрытия зубьев при прямозубой передаче, может быть найден по кривым фиг. 3-105;

ε_2 — увеличение коэффициента перекрытия от спиральности зубьев при косозубчатой передаче (ψ — угол спирали):

$$\varepsilon_2 = \frac{l_3}{\pi m}\sin\psi.$$

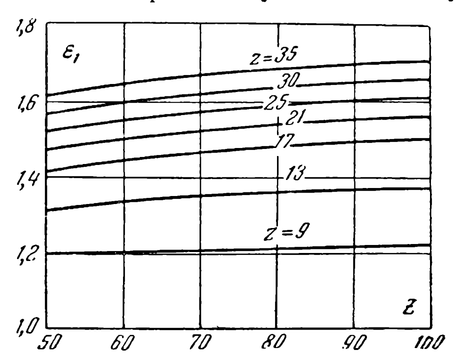
Частичные высоты зубьев (фиг. 3-104,*б*)

$$h_1 = (1+\xi)m; \quad h_2 = (1-\xi)m + e,$$

где e — радиальный зазор, равный $0,2\ m$;

ξ — коррекция шестерни или зубчатки;

Минимально возможное число зубьев шестерни по условиям отсутствия подрезки корня зуба определяется формулой



Фиг. 3-105. Коэффициент перекрытия зубьев.

$$z_{мин} = \frac{2(1-\xi)}{\sin^2\varphi_0}, \quad (3\text{-}120)$$

из которой можно найти, что при $\varphi_0 = 20°$ и $\xi = +0,5$ $z_{мин} = 8$.

Расчетное напряжение в опасном сечении зуба с учетом коэффициента концентрации напряжений (фиг. 3-104,*б*)

$$k_к = 1 + 0,3\frac{m}{r} \approx 1,75 \quad (3\text{-}121)$$

и динамического коэффициента $k_д$ [формула (3-16)] будет:

$$\sigma = \frac{1+k_к}{2}k_д\sigma_{cm}. \quad (3\text{-}122)$$

Величина напряжения σ должна быть взята с запасом порядка 50% по отношению к пределу выносливости материала зубчаток, т. е. около 1 850 $кГ/см^2$ для стали 50 и 2 400 $кГ/см^2$ — для легированных сталей.

При двусторонней передаче эти цифры рекомендуется брать на 15—20% ниже, учитывая некоторую возможную неравномерную нагрузку обеих сторон передачи, выполняемой в случае двусторонней прямозубой передачи всегда с пружинной зубчаткой.

ГЛАВА ЧЕТВЕРТАЯ

ТЯГОВЫЕ ГЕНЕРАТОРЫ И ВСПОМОГАТЕЛЬНЫЕ МАШИНЫ ПОСТОЯННОГО ТОКА

4-1. ТЯГОВЫЕ ГЕНЕРАТОРЫ

Современные тепловозы магистральных железных дорог имеют электротрансмиссию, состоящую из тягового генератора постоянного тока, приводимого во вращение дизелем, и тяговых двигателей, получающих питание от этого генератора. Эта схема генератор — двигатель позволяет гибкое регулирование скорости движения, безреостатный пуск двигателей и содержит минимальное количество аппаратуры.

Генератор (фиг. 4-1) представляет собой многополюсную машину ($2p = 8$ или 10) с круглой станиной. Станина имеет опорные лапы с обеих сторон и, кроме того, прифланцовывается с задней стороны к картеру дизеля. Якорь генератора имеет только один подшипник со стороны коллектора. С задней стороны втулка якоря прифланцовывается к валу дизеля. Такая система установки генератора обеспечивает простой монтаж и получение соосности якоря, станины и вала дизеля без каких-либо дополнительных пригонок.

Якорь генератора имеет короткий вал (фиг. 4-1), на который насажена втулка, имеющая внутреннюю тумбу, соединенную приварными ребрами с наружным кольцом. Это кольцо имеет со стороны, противоположной коллектору, приварную заднюю нажимную шайбу, на которую опирается стальной пакет якоря, запертый с передней стороны втулкой коллектора, являющейся одновременно и передней нажимной шайбой. Втулка якоря центруется на валу дизеля и крепится болтами к его фланцу или промежуточной гибкой муфте.

Обмотка якоря — простая или двухходовая петлевая ($2a=2$ или $4p$) или лягушечья ($2a=4$ или $8p$).

При применении двухходовой петлевой обмотки или лягушечьей обмотки, имеющей двухходовую петлевую обмотку, необходимо поддерживать в определенных пределах величину напряжения Δu, вызываемого несимметрией двухходовой обмотки, И. Н. Рабинович рекомендует допускать:

$$\Delta u = \frac{u_к \cdot e_{ср}^2}{U_{гм} \alpha^2} \leqslant 1{,}6 - 1{,}8 \ в,$$

где $u_к$ — число коллекторных пластин на паз;

$e_{ср}$ — среднее напряжение между пластинами;

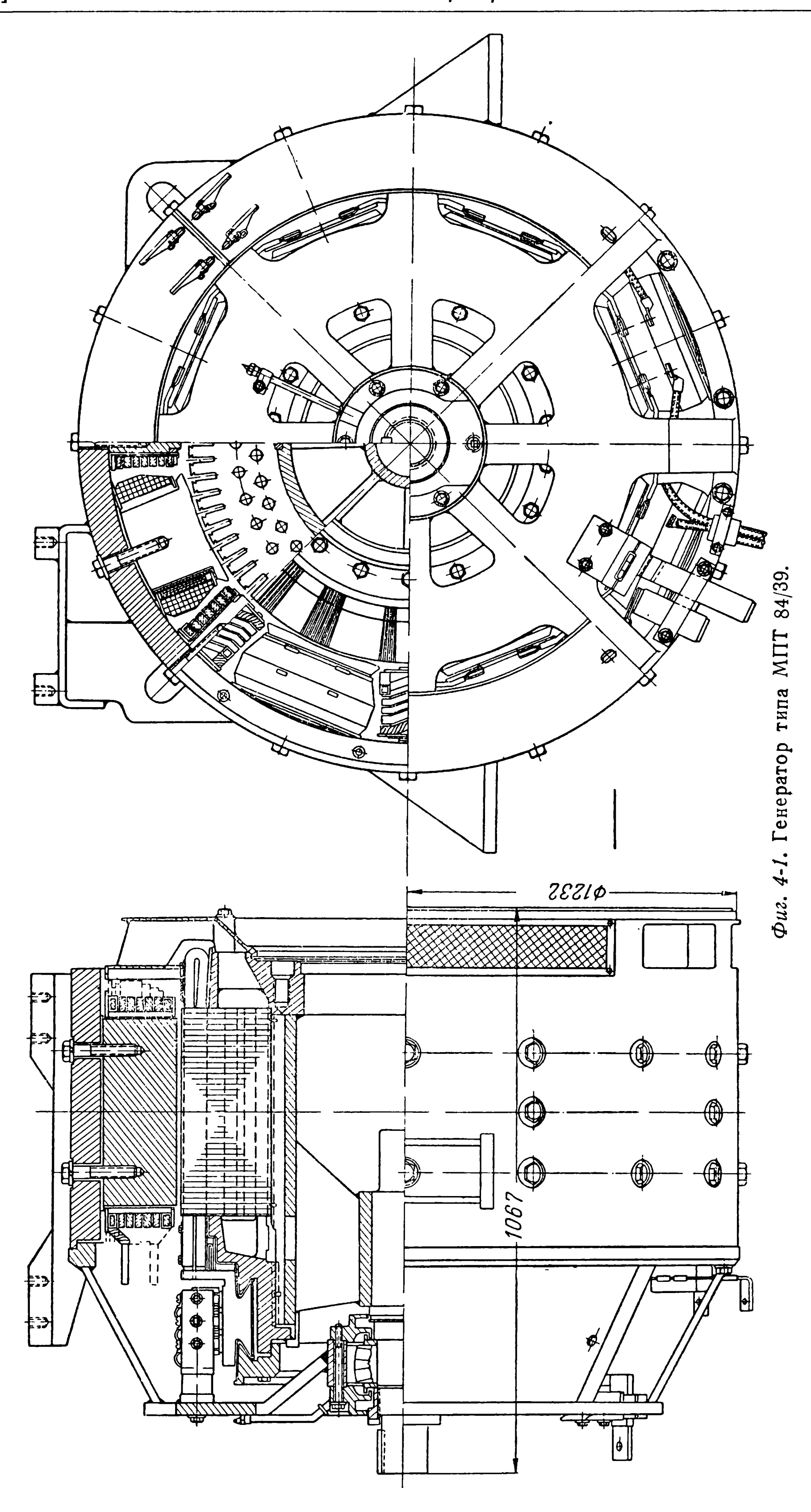
$U_{гм}$ — максимальное напряжение генератора;

α — перекрытие полюса.

Для этих же обмоток рекомендуется также раздвижка щеток (через одну) в тангенциальном направлении на величину коллекторного деления $\beta_к$, что увеличивает, повидимому, сопротивление короткозамкнутой цепи при выходе секции из коммутации и уменьшает, таким образом, степень искрения.

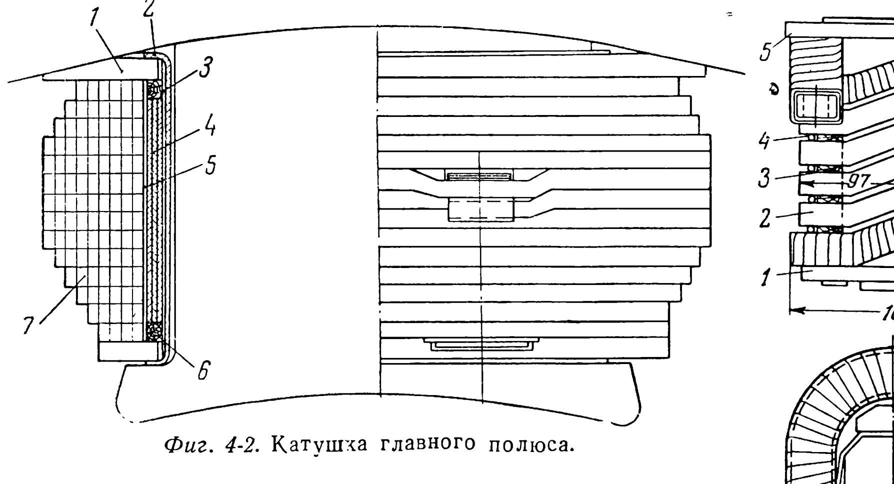
Уравнительные соединения в случае петлевой обмотки располагаются со стороны коллектора под передними лобовыми частями. Обмотка якоря в пазовой части крепится обычно клиньями, на лобовых — бандажами.

Обмотка возбуждения получает питание от специального возбудителя. Обычная конструкция катушки главного полюса показана на фиг. 4-2. На



Фиг. 4-1. Генератор типа МПТ 84/39.

стальной каркас *2*, изолированный миканитом *3*, наматывается пусковая обмотка *4* (два-три витка) из ленточной меди. Эта обмотка служит для запуска дизеля (при запуске генератор работает как двигатель с последовательным



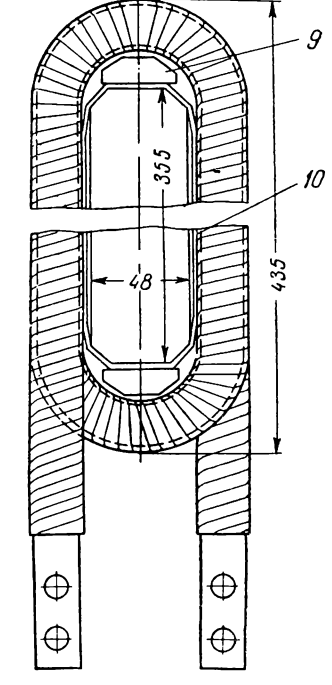
Фиг. 4-2. Катушка главного полюса.

возбуждением, питаемый от аккумуляторной батареи).

Поверх пусковой обмотки, изолированной миканитом *5*, наматывается обмотка независимого возбуждения *7*, выполняемая из прямоугольной изолированной меди. Для придания катушке соответствующей формы и закрепления витков обмотки в конструкции предусмотрены изоляционные колодки *1* и *6*. Как видно из фиг. 4-2, катушка не имеет внешней изоляции. Это допустимо, поскольку генератор располагается в кузове тепловоза, а напряжение обмотки возбуждения не превосходит обычно 150 *в*.

Катушка добавочного полюса (фиг. 4-3) изготовляется из шинной голой меди также без внешней изоляции. Медь наматывается на ребро на стальной каркас, изолированный миканитом. Между витками прокладываются дистанционные прокладки, а крайние витки изолируются микалентой и опираются на изоляционные колодки. Стальной каркас приваривается к сердечнику добавочного полюса.

На фиг. 4-4 показан щеткодержатель, часто применяемый на тепловозных генераторах. Корпус щеткодержателя имеет два гнезда под щетки, расположенные под углом друг к другу. Предполагается, что такая конструкция разделения одной широкой щетки на две узкие с установкой их под углом друг к другу улучшает условия коммутации машины. Отдельные корпуса щеткодержателей крепятся к кронштейну, представляющему собой



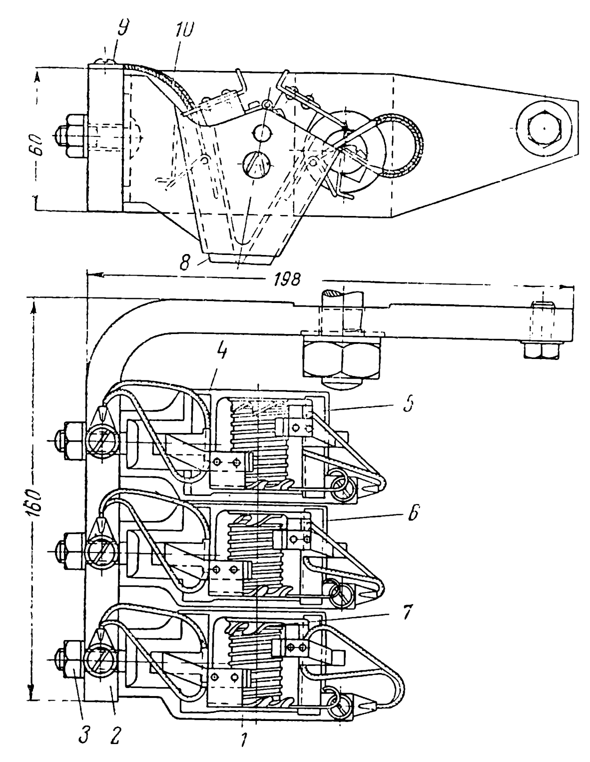
Фиг. 4-3. Катушка дополнительного полюса.

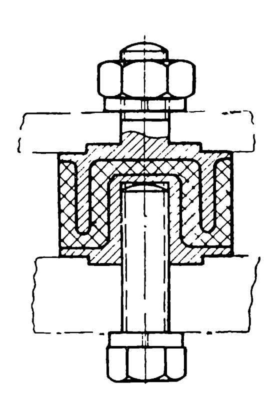
1, 5 — изолитовые рамки; *2* — витки катушки; *3* — деревянная прокладка; *4* — шпагат; *6* — стальной каркас; *7* — миканитовая лента; *8* — тафтяная лента; *9* — деревянная колодка; *10* — миканит, телефонная бумага и электрокартон.

стальную загнутую полосу. Хвостовик кронштейна посредством изоляционного держателя крепится к подшипниковому щиту генератора (фиг. 4-1).

Подшипниковый щит представляет обычно сварную конструкцию (фиг. 4-1). Подшипник выбирается сферическим двухрядным с бочкообразными роликами (серия 3600), поскольку он позволяет перекос вала. В аксиальном направлении подшипник имеет люфт около 2 *мм* на сторону, что необходимо в связи с некоторой аксиальной игрой

вала дизеля. По этой же причине посадка внешнего кольца подшипника в щит делается скользящей (*С*). С задней стороны к нажимной шайбе крепится сварной вентилятор из листовой





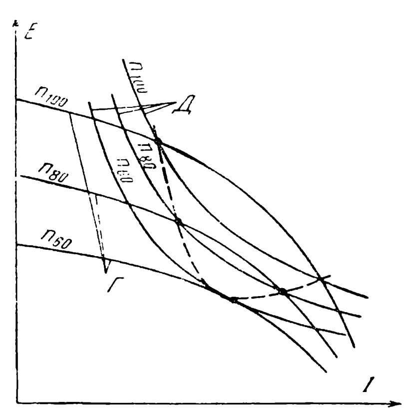
Фиг. 4-4. Щеткодержатель.

(Общий вид и крепление подвески).
1 — корпус щеткодержателя; 2 — подвеска; 3 — болт; 4 и 5 — гнезда щеток; 6 — пружина; 7 — храповик; 8 — щетка; 9 — латунный винт; 10 — медный шунт.

стали. Вентилятор засасывает воздух либо из кузова тепловоза через люки в подшипниковом щите, либо с крыши через патрубок и входное отверстие в том же подшипниковом щите.

Величина напряжения машин электротрансмиссии может быть выбрана оптимальной с точки зрения конструкции генератора и двигателей. Таким оптимальным напряжением является цифра 800—1 000 *в* (максимальное значение) и 500—600 *в* (номинальное значение).

Мощность тепловозных генераторов составляет обычно 650—1 300 *квт*



Фиг. 4-5. Характеристики дизель-генератора.
Д — дизель; *Г* — генератор.

при скорости вращения 800—1 000 об/мин, что дает для номинального тока генератора цифру 1 200—2 400 *а*.

При заданной подаче топлива в цилиндры дизеля он развивает практически постоянный вращающий момент, т. е. мощность его изменяется пропорционально скорости вращения (это соотношение имеет место в пределах до 110—115% от номинальной скорости вращения; при большей скорости вращения мощность уже не увеличивается). Следовательно, мощность дизеля при данной скорости вращения n может быть выражена с достаточной точностью через э. д. с. E и ток I генератора как

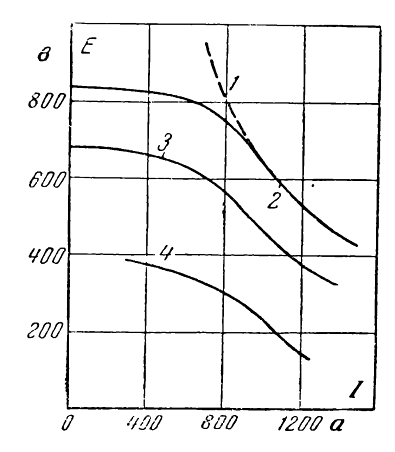
$$P \approx EI = \text{const}. \qquad (4\text{-}1)$$

Потери в стали и механические, имеющие относительно малую величину, могут быть учтены соответствующим уменьшением мощности дизеля P.

На фиг. 4-5 нанесены в масштабе E и I гиперболические кривые (4-1) для нескольких значений скоростей вращения дизеля (100, 80 и 60%).

Если генератор имеет, например, смешанное встречное возбуждение, то его внешним характеристикам $E=f(I)$ может быть придана форма, показанная на фиг. 4-5, также для трех значений скорости вращения.

Очевидно, что устойчивая работа дизель-генераторного агрегата будет возможна только в точках пересечений



Фиг. 4-6. Гиперболическая характеристика генератора.

кривых $EI=\text{const}$ и $E=f(I)$ для соответствующих скоростей вращения *n*. Эти точки соединены пунктирной кривой, характеризующей уменьшение скорости вращения агрегата в определенной зоне нагрузок и, следовательно, некоторое снижение мощности дизеля. Хотя это снижение мощности агрегата получается относительно небольшим (около 10—20%), все же оно сказывается отрицательно на тяговых свойствах экипажа. Поэтому смешанная встречная система возбуждения генератора применяется обычно лишь на небольших дизель-электрических экипажах. Генератор в этом случае снабжается обычно обмотками возбуждения: независимой, параллельной и встречной последовательной [Л. 12]. Это вызывает соответствующее усложнение конструкции машины, увеличение размеров катушек и т. п. Поэтому в ряде случаев (автобусы, мотовозы и т. п.) генератор делается со смешанным согласным возбуждением (параллельным, с небольшой последовательной обмоткой). Уменьшение скорости вращения агрегата получается при этом довольно значительным, но зато конструкция генератора и схема экипажа упрощаются.

Применительно к крупным магистральным тепловозам для полного использования мощности дизеля применяется система питания цепи возбуждения генератора от специального возбудителя, обеспечивающего вогнутую гиперболическую характеристику генератора $E=f(I)$ в значительном диапазоне нагрузок (фиг. 4-6). Практически характеристика генератора *2* отклоняется при такой системе возбуждения от гиперболы *1* только в зоне высоких напряжений (малых токов) вследствие насыщения магнитной системы. Изменением возбуждения возбудителя можно получить семейство таких гиперболических кривых, соответствующих различным мощностям дизеля при разной подаче топлива. Две из таких кривых показаны на фиг. 4-6 (кривые *3* и *4*).

При такой системе возбуждения генератора на главных полюсах его имеется только одна обмотка возбуждения — независимая, питаемая от возбудителя, принцип действия которого излагается ниже.

Как и все тяговые машины, генератор должен иметь высокую перегрузочную способность по току. Однако в отличие от двигателей, питаемых от контактной сети, перегрузочные токи реализуются в тепловозах только при низких напряжениях, поскольку дизель во всех случаях развивает мощность не более номинальной.

При трогании тепловоза с места э. д. с. генератора (кривая *4* на фиг. 4-6) весьма невелика. Следовательно, н. с. возбуждения также мала, а н. с. реакции якоря, наоборот, имеет большое значение. Поэтому в режиме пуска поле генератора сильно искажается, что вызывает существенное возрастание напряжений между пластинами коллектора. Величина этих напряжений может быть подсчитана по данным § 2-4. Однако благодаря общему низкому уровню напряжений генератора при пусковом режиме обычно не приходится опасаться каких-либо чрезмерных напряжений в этом случае. По

этой причине почти все тяговые тепловозные генераторы строятся без компенсационных обмоток.

4-2. ВОЗБУДИТЕЛИ ТЯГОВЫХ ГЕНЕРАТОРОВ ТЕПЛОВОЗОВ

Для получения внешней характеристики генератора $E=f(I)$ вогнутой формы (фиг. 4-6) ток в обмотке возбуждения его, а следовательно, и напряжение возбудителя должны изменяться по кривой подобной же формы. На фиг. 4-7 показана требуемая зависимость между э. д. с. возбудителя $E_в$ и током генератора I. Получить характеристику такой формы можно только путем сложения двух э. д. с.

$$E_в = E_1 + E_2, \quad (4\text{-}2)$$

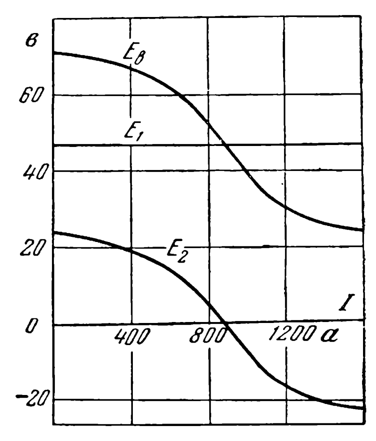
как это показано на фиг. 4-7. Такое сложение э. д. с. и производится в возбудителях с аксиальным или радиальным расщеплением магнитной системы.

Возбудитель с аксиальным расщеплением магнитной системы показан на фиг. 4-8 (вместе с вспомогательным генератором собственных нужд тепловоза). Машина приводится во вращение дизелем через зубчатую или текстропную передачу. Как видно из фиг. 4-8, сталь якоря возбудителя разбита на два отдельных пакета, между которыми вставлена латунная дистанционная прокладка. Соответственно и полюса также расщеплены вдоль оси на две части (фиг. 4-9). Правые полюса выполнены нормально, левые полюса имеют в 2 раза меньшую ширину сердечника полюса и, кроме того, поперечную прорезь в нем. В то же время ширина наконечника полюса сделана больше, чем сердечника. Эти мероприятия создают в магнитной цепи этих полюсов эффект насыщения, почему эту систему полюсов называют насыщенной, а нормальные полюса — ненасыщенными.

На насыщенных полюсах сидит так называемая дифференциальная обмотка, через которую проходит или непосредственно ток генератора, или ток, отшунтированный от обмотки добавочных полюсов генератора. Таким образом, н. с. этой обмотки пропорциональна току нагрузки генератора. Катушка этой обмотки опирается на аксиальные выступы наконечников насыщенных полюсов.

Вторая катушка, получающая питание от постоянного напряжения сети управления и освещения тепловоза, охватывает, как это видно из фиг. 4-10, оба полюса. Ее н. с. постоянна.

Таким образом, можно считать, что в возбудителе существуют две раздельные магнитные цепи, потоки которых индуктируют в обмотке якоря две э. д. с. E_1 и E_2.

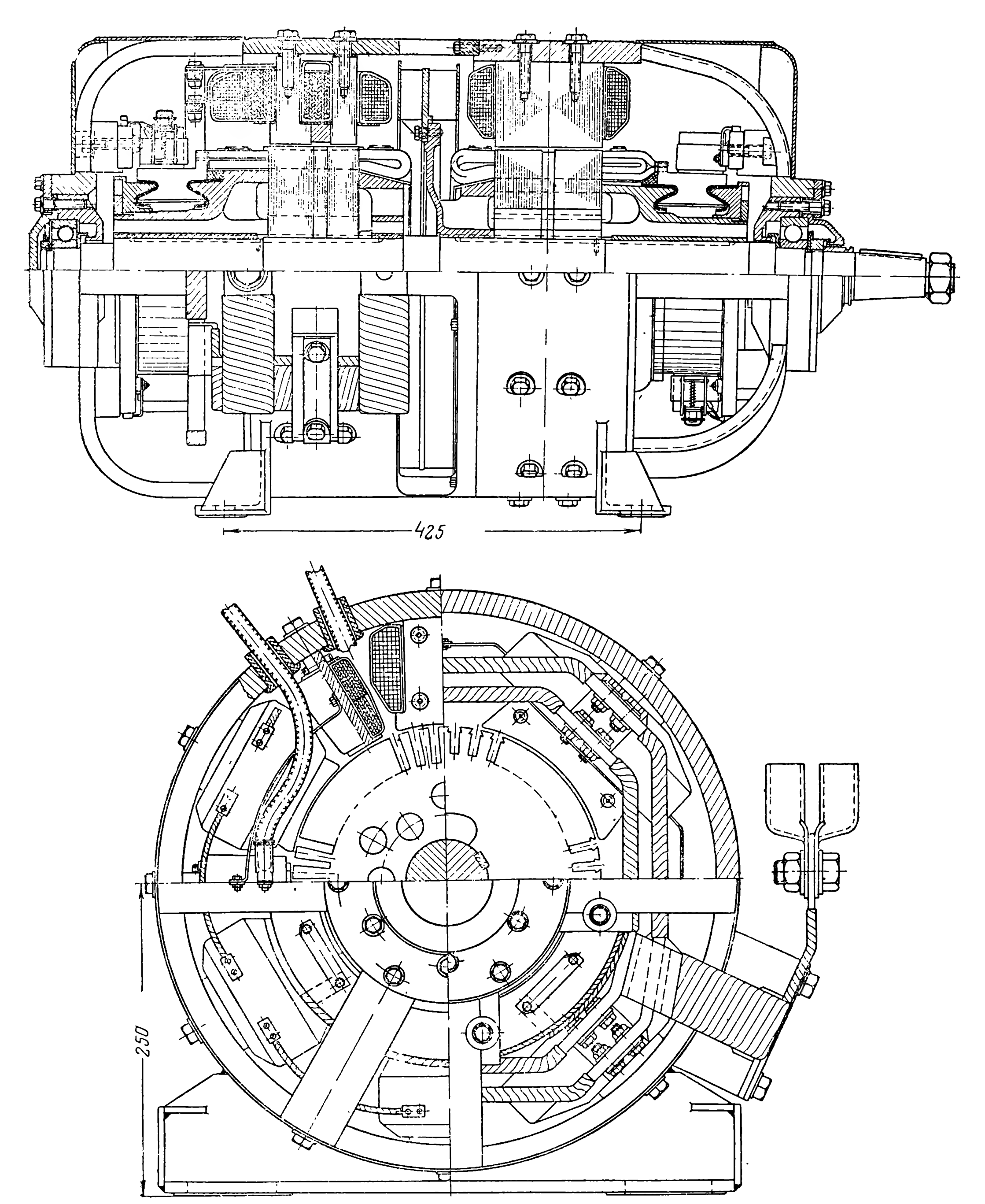


Фиг. 4-7. Характеристика возбудителя.

Электродвижущая сила E_1, индуктированная потоком ненасыщенных полюсов, постоянна при всех нагрузках генератора (фиг. 4-7). Электродвижущая сила E_2 индуктируется потоком насыщенных полюсов, н. с. которых складывается из постоянной н. с. катушки независимого возбуждения и направленной противоположно н. с. дифференциальной обмотки. Поэтому э. д. с. E_2 уменьшается до нуля при каком-то значении тока генератора I и потом меняет свое направление на обратное.

Сложение э. д. с. E_1 и E_2 дает требуемую характеристику $E_в=f(I)$. Изменением тока в независимой обмотке можно перемещать кривую $E_в=f(I)$ приблизительно параллельно самой себе, чем достигается получение различных внешних характеристик генератора, показанных на фиг. 4-6.

Возбудитель с радиальным расщеплением магнитной системы показан на



Фиг. 4-8. Возбудитель с аксиальным расщеплением магнитной системы.

фиг. 4-11. Он также выполняется обычно в одной станине со вспомогательным генератором и приводится во вращение от дизеля через тексропную или зубчатую передачу. Возбудитель выполняется обычно шестиполюсным. Две пары полюсов, создающие поток Φ_1 (фиг. 4-12), являются ненасыщенными и возбуждаются независимой обмоткой. Иногда на этих полюсах предусматривается также небольшая последовательная обмотка, компенсирующая падение напряжения в обмотке якоря возбудителя. Эти полюса создают

э. д. с. E_1 (фиг. 4-7) в обмотке якоря, выполняемой в данном случае всегда волновой.

Пара вертикальных полюсов, имеющих мостики насыщения a, создают поток Φ_2, замыкающийся, как показано на фиг. 4-12. Эти полюса возбуждаются независимой обмоткой и дифференциальной обмоткой, по которой проходит отшунтированная часть тока генератора. Поэтому э. д. с., созданная жением э. д. с. E_1 и E_2, как это имело место и раньше.

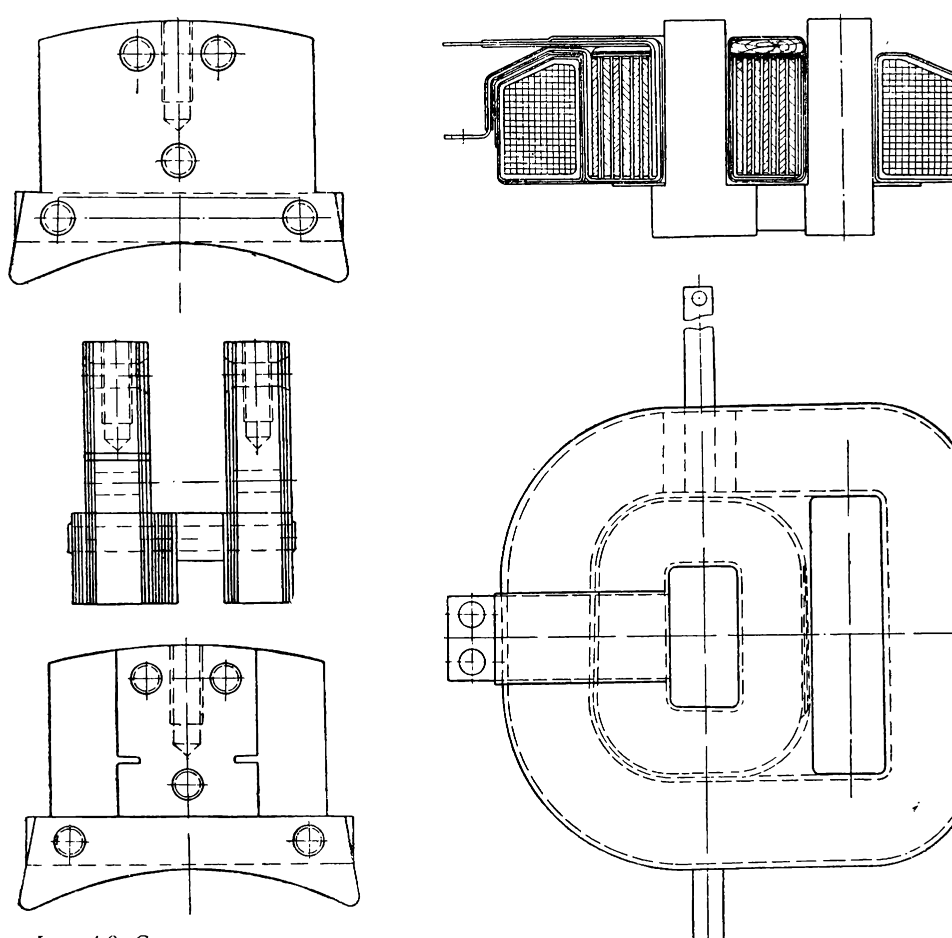
Следует отметить, что э. д. с.

$$E_1 = \frac{2}{3} \frac{\Phi_1 N n p}{60a} 10^{-8}, \qquad (4\text{-}3)$$

а

$$E_2 = \frac{1}{3} \frac{\Phi_2 N n p}{60a} 10^{-8}, \qquad (4\text{-}4)$$

где p — общее число пар полюсов (обычно $p = 3$).



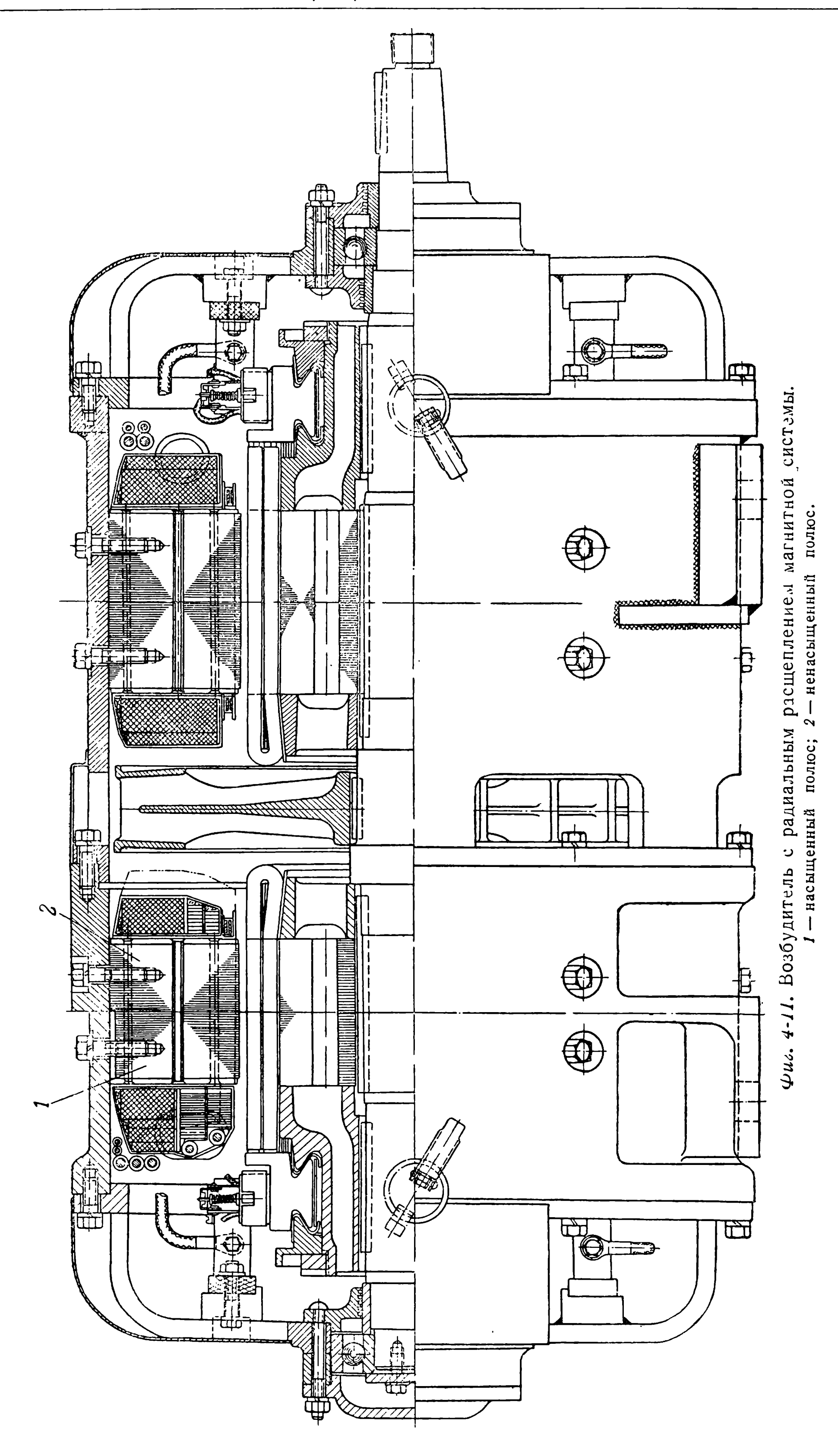
Фиг. 4-9. Сердечник полюса возбудителя.

Фиг. 4-10. Катушки возбудителя.

в обмотке якоря этими полюсами, изменяется в зависимости от тока якоря по кривой E_2 фиг. 4-7.

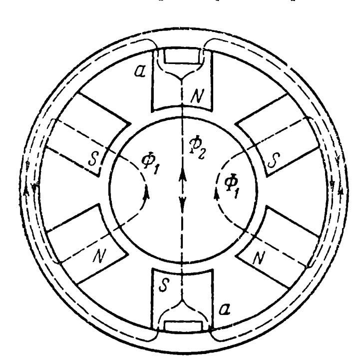
В связи с небольшими насыщениями в станине и теле якоря влияние потоков Φ_1 и Φ_2 друг на друга весьма незначительно и практически обе магнитные цепи могут рассматриваться независимыми друг от друга. Суммарная э. д. с. возбудителя получается сло-

Преимуществом возбудителя с радиальным расщеплением магнитной системы является несколько более простая конструкция якоря и полюсной системы по сравнению с возбудителем с аксиальным расщеплением. В остальном, видимо, эти системы равноценны. Возбудители выполняются всегда с самовентиляцией. Вентилятор обычно располагается посередине агрегата



Фиг. 4-11. Возбудитель с радиальным расщеплением магнитной системы.
1 — насыщенный полюс; 2 — ненасыщенный полюс.

(фиг. 4-8), что требует возможности разъема станины на две части (прифланцованные друг к другу). Вспомогательный генератор представляет



Фиг. 4-12. Магнитная система возбудителя.

обычную машину с параллельным возбуждением. При надобности как возбудитель, так и вспомогательный генератор снабжаются добавочными полюсами.

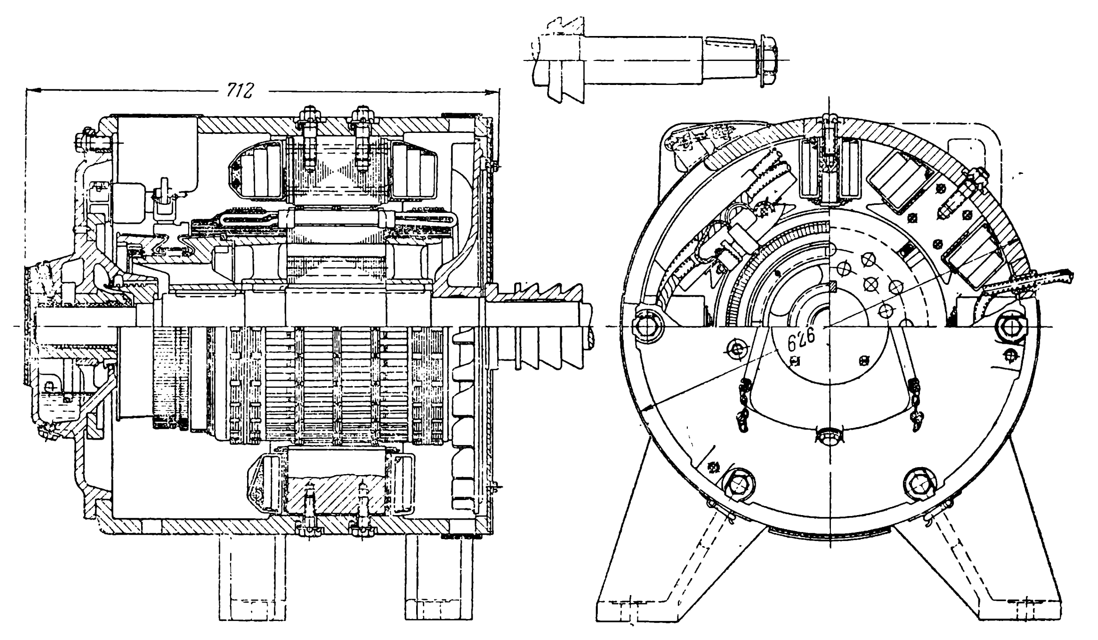
4-3. ВСПОМОГАТЕЛЬНЫЕ МАШИНЫ

Для приведения во вращение ряда вспомогательных механизмов экипажа (компрессора, вентилятора и т. п.), а также для питания цепей управления, освещения и т. п. применяется ряд вспомогательных небольших двигателей, генераторов и двигателей-генераторов. Эти машины, по существу, отличаются от нормальных только напряжением и некоторыми другими особенностями, о которых будет сказано ниже.

Двигатель компрессора

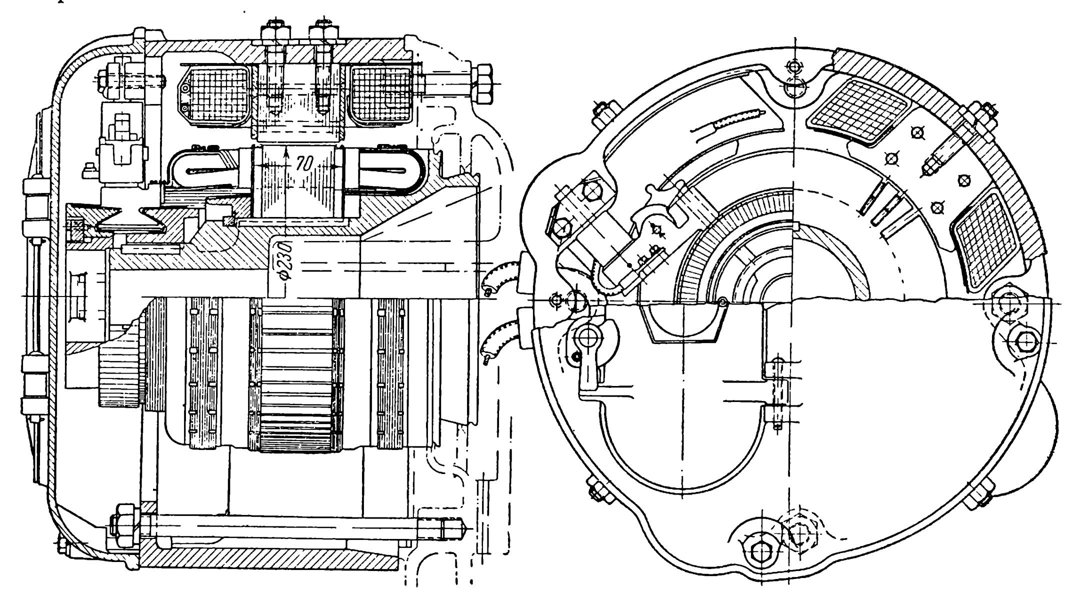
Двигатель компрессора представляет собой машину последовательного возбуждения мощностью от 2 до 20 *квт* (в зависимости от типа экипажа), питаемую от контактной сети или от средней точки делителя напряжения. Скорость вращения и мощность ее задаются приводным механизмом. На фиг. 4-13 показан двигатель компрессора электровоза на 3 000 *в*. Он имеет один подшипник скольжения со стороны коллектора. С другой стороны конец вала двигателя входит в подшипник компрессора. При такой конструкции отпадает необходимость в муфте для соединения двигателя с компрессором, а так как установка двигателя и компрессора делается на одной плите, то монтаж агрегата не представляет затруднений. Поскольку компрессор в данном случае расположен в кузове экипажа, он выполняется самовентилированным.

На фиг. 4-14 представлен двигатель

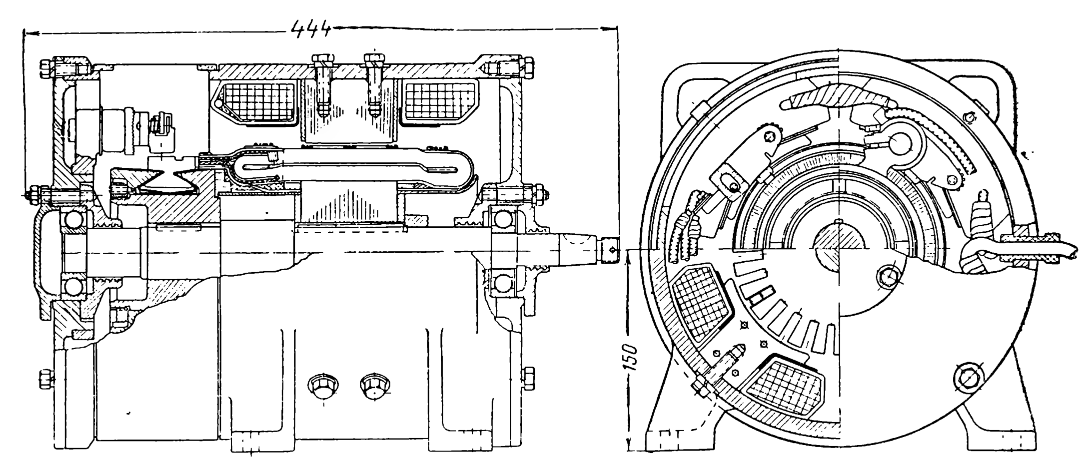


Фиг. 4-13. Двигатель компрессора электровоза.

компрессора трамвая. В этом случае (как и для моторных вагонов) агрегат располагается под кузовом вагона, и поэтому двигатель выполняется всегда закрытым. Станина двигателя при-



Фиг. 4-14. Двигатель компрессора трамвая.



Фиг. 4-15. Двигатель компрессора троллейбуса.

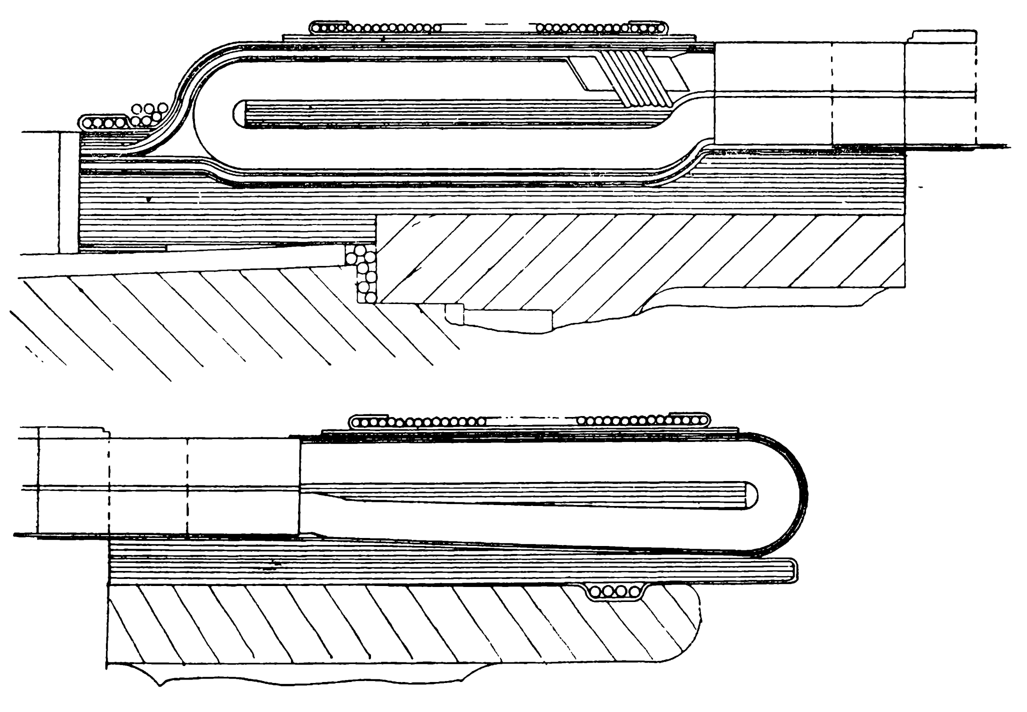
фланцована к корпусу компрессора, а якорь сидит на выступающем валу компрессора.

На фиг. 4-15 показан двигатель компрессора троллейбуса, выполняемый также закрытым, на собственных подшипниках и имеющий выступающий конец вала. Сочленение с компрессором производится в данном случае при помощи муфты.

Малая мощность машин и относительно высокое напряжение на коллекторе вспомогательных машин-двигателей приводят к необходимости применения для обмоток якоря и полюсов круглого провода ПЭЛШД, ПЭЛШО, ПЭЛБО, ПБД (класс изоляции А ГОСТ 6324-52) или ПЭТКСО, ПСД (класс изоляции В ГОСТ 7019). Надо сказать, что благодаря более благоприятным условиям эксплуатации вспомогательных машин сравнительно с тяговыми двигателями в них пока еще широко применяется изоляция класса А, работающая достаточно надежно.

На фиг. 4-16 показана характерная для вспомогательных машин высокого напряжения изоляция лобовых частей обмотки якоря, выполняемой из круглого провода.

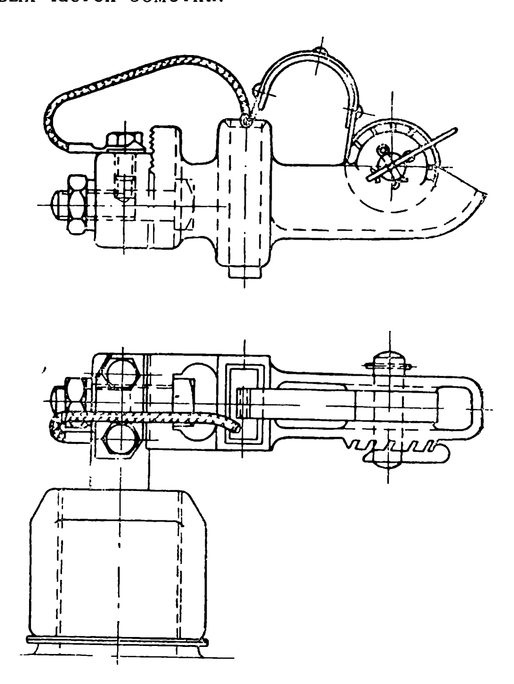
До мощности 6—8 *квт* допустимо по условиям коммутации изготовление машин без добавочных полюсов (для трамваев, троллейбусов и моторных вагонов). Для электровозов применяют



Фиг. 4-16. Изоляция лобовых частей обмотки.

На фиг. 4-17 показан обычно применяемый для высоковольтных вспомогательных машин щеткодержатель. Он имеет изолированный палец, зажатый в специальных зажимах траверсы, посаженной на заточку переднего подшипникового щита (фиг. 4-13 и 4-15). Такая конструкция позволяет перемещение щеток по окружности коллектора для нахождения оптимального с точки зрения наилучшей коммутации положения их. Это совершенно необходимо для машин без добавочных полюсов, каковыми являются многие вспомогательные машины. Для машин с добавочными полюсами конструкция с траверсой также является целесообразной.

Режим работы двигателя компрессора в эксплуатации — повторно-кратковременный с ПВ=25—50%. Поэтому за номинальную мощность двигателей компрессоров принимают мощность при определенном проценте ПВ (обычно 50%).



Фиг. 4-17. Щеткодержатель вспомогательной машины.

машины напряжением 3 000 *в* на коллекторе. Так как двухполюсное исполнение конструктивно чрезвычайно невыгодно, то строят машины с $2p = 4$, имея при этом средние межсегментные напряжения до 35—40 *в*. Столь высокие значения оказались возможными, как это показала практика, благодаря малому искажению главного поля реакций якоря и малой линейной нагрузки A, характерной для этих высоковольтных двигателей.

Выше, в § 2-4, указаны методы определения границ коммутационной устойчивости такого рода машин.

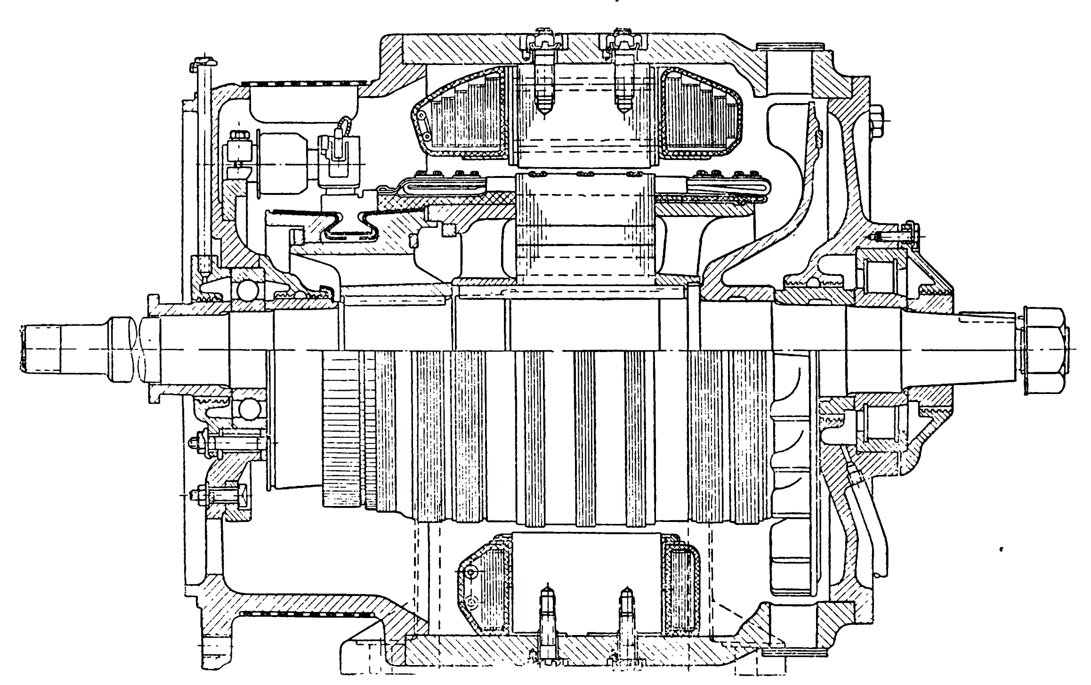
Пуск двигателей компрессоров производится непосредственным включением в сеть через постоянно включенное небольшое добавочное сопротивление, ограничивающее пик тока при пуске. Малые двигатели включаются часто без добавочного сопротивления.

Двигатель вентилятора

Эти машины, применяемые на электровозах и некоторых других экипажах для приведения во вращение вентиляторов, подающих охлаждающий воздух в тяговые двигатели, выполняются обычно с последовательным возбуждением, самовентилированными (фиг. 4-18). Колесо вентилятора насаживается на конец вала двигателя. Так как режим работы двигателя вентилятора является длительным, то на валу его размещают генератор для питания собственных нужд экипажа. Мощность двигателей вентиляторов для магистральных электровозов составляет 15—25 *квт*, для небольших промышленных электровозов — 2—5 *квт*. Машины получают питание непосредственно от сети, и пуск их производится через пусковую панель (реостат) или через постоянно включенное добавочное сопротивление.

Двигатели вентиляторов выполняются обычно четырехполюсными с добавочными полюсами (при мощности свыше 6—8 *квт*).

Конструкция двигателей вентилятора и их электромагнитные параметры весьма близки к таковым же двигателей компрессоров. Мощность и скорость вращения определяются типом вентилятора. Поскольку мощность и скорость вращения двигателей вентиляторов обычно значительно больше, чем у двигателей компрессоров, условия коммутации их при напряжении 3 000 *в* на коллекторе являются более напряженными. Видимо, по этим сооб-



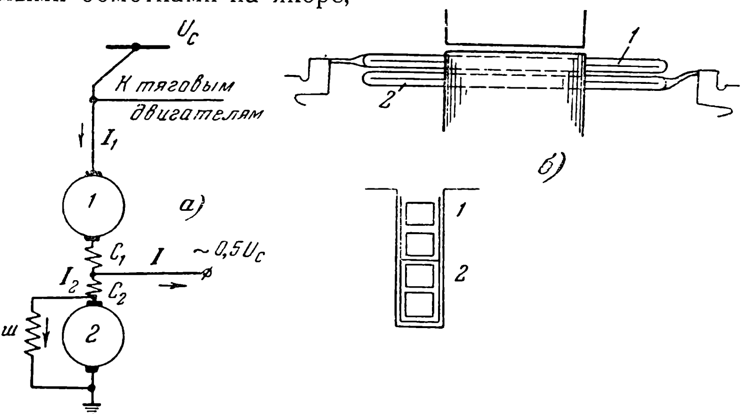
Фиг. 4-18. Двигатель вентилятора.

ражениям некоторые фирмы строят эти машины двухполюсными, а двигатели компрессоров питают от низковольтного генератора собственных нужд, сидящего на валу двигателя вентилятора. Такая система дает возможность уменьшить число высоковольтных коллекторов на электровозе, но является более громоздкой.

Делитель напряжения

Делитель напряжения представляет собой двухколлекторную машину с двумя независимыми обмотками на якоре, уложенными в одни и те же пазы и присоединенными каждая к своему коллектору (фиг. 4-19). Обе обмотки *1* и *2* включаются последовательно и присоединяются к напряжению U_c. Возбуждение машины осуществляется параллельной обмоткой *Ш*, подключенной на обмотку якоря, соединенную с землей, и последовательными обмотками C_1 и C_2. Очевидно, что потенциал средней точки (точки между обмотками *1* и *2*) относительно земли будет около $0{,}5\,U_c$. Таким образом, питая делитель напряжения от сети 3 000 *в*, можно получить между средней точкой и землей 1 500 *в* и питать, например, двигатель компрессора, что и осуществляется в моторных вагонах на 3 000 *в*, где выполнение двигателя компрессора на 3 000 *в* в стесненных габаритах вызывает существенные затруднения.

Одновременно делитель напряжения служит приводным двигателем генератора собственных нужд, расположенного с ним на одном валу (фиг. 4-20). Будучи расположен под вагоном, делитель напряжения выполняется обычно закрытым или с вентиляцией только через якорные каналы (во избежание загрязнения коллекторов). Для улучшения охлаждения машина снабжается внешним обдувом. Вентилятор, укрепленный на выступающем конце вала и закрытый направляющим кожухом (фиг. 4-21), прогоняет воздух вдоль поверхности станины, существенно улучшая условия охлаждения агрегата.



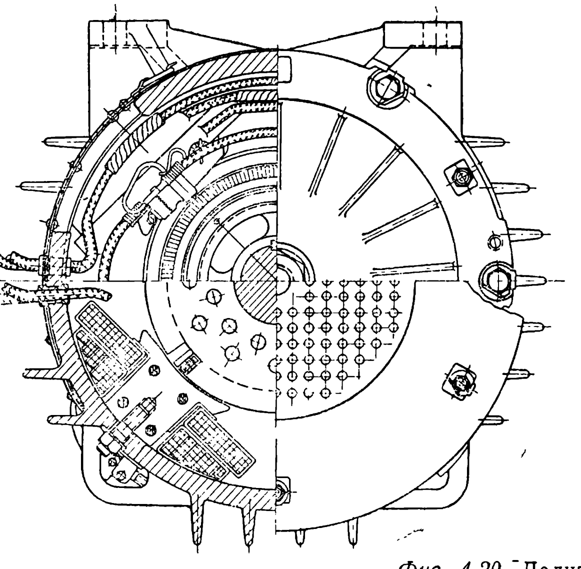
Фиг. 4-19. Схема (*а*) и расположение обмоток в якоре (б) делителя напряжения.

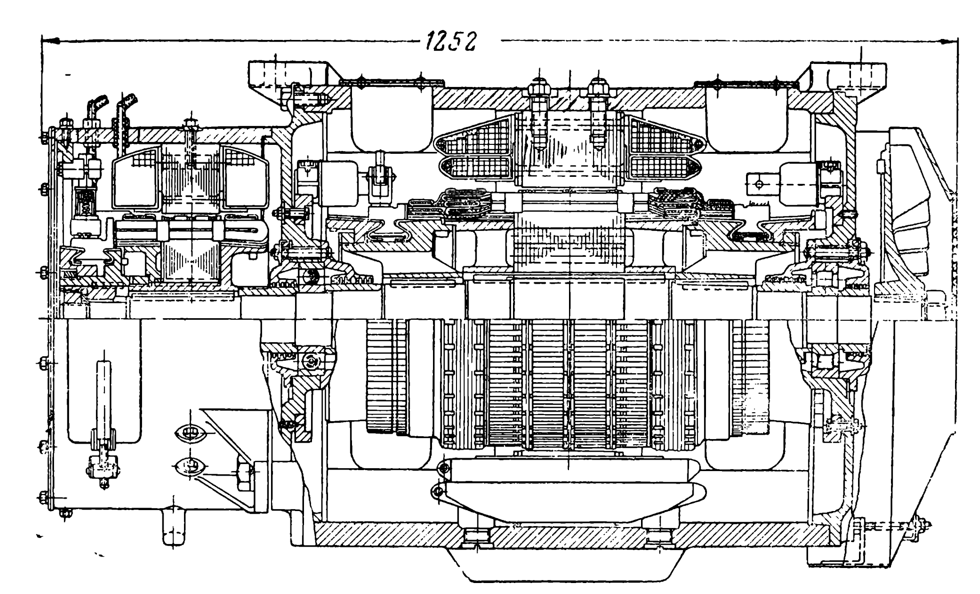
Делитель напряжения ввиду незначительной мощности и относительно малого напряжения на коллекторе (1 500 *в*) выполняется без добавочных полюсов. Число главных полюсов $2p = 4$.

Обратимся к вопросу о соотношениях токов в обмотках делителя напряжения.

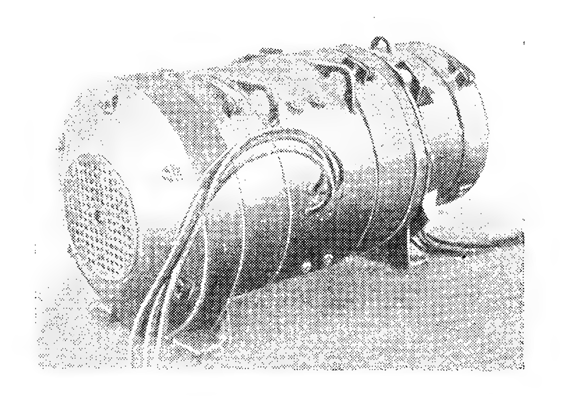
Обозначим:

- U_c — напряжение сети, *в*;
- I_1 — ток в первой обмотке, *а*;
- I_2 — ток во второй обмотке, *а*;
- I — ток, забираемый от средней точки, *а*;
- E — э. д. с. одной обмотки, *в*;
- r — сопротивление одной обмотки якоря и последовательной обмотки C (а также добавочного сопротивления, включаемого перед якорной обмоткой);
- $P_{x.x}$ — потери в стали и механические машины (потери холостого хода), *вт*;





Фиг. 4-20. Делитель напряжения с генератором собственных нужд.



Фиг. 4-21. **Общий вид делителя напряжения** с генератором собственных нужд.

I_1, I_2

I_1

I_0

0

$2I_0$

I

Дви-
гатель

Генера-
тор

I_2

I_2

Фиг. 4-22. Характеристики делителя напряжения.

$P_{1г}$ — подведенная к генератору собственных нужд мощность, *вт*.

Если забираемый от средней точки ток $I=0$, то через машину протекает ток

$$I_0=I_1=I_2=\frac{P_{1г}+P_{х.х}+2I_0^2r}{U_c}, \tag{4-5}$$

Напряжение

$$U_c=2E+2I_0r, \tag{4-6}$$

так как э. д. с. E каждой из якорных обмоток, выполняемых с одним и тем же числом витков и вращающихся с одинаковой скоростью в одном и том же магнитном потоке полюсов, одинаковы.

Если теперь включить нагрузку между средней точкой и землей, то получим

$$I_2=I_1-I; \tag{4-7}$$

$$U_c=I_1r+I_2r+2E. \tag{4-8}$$

Приравнивая уравнения (4-6) и (4-8), найдем:

$$I_1=I_0+0{,}5I; \tag{4-9}$$

$$I_2=I_0-0{,}5I. \tag{4-10}$$

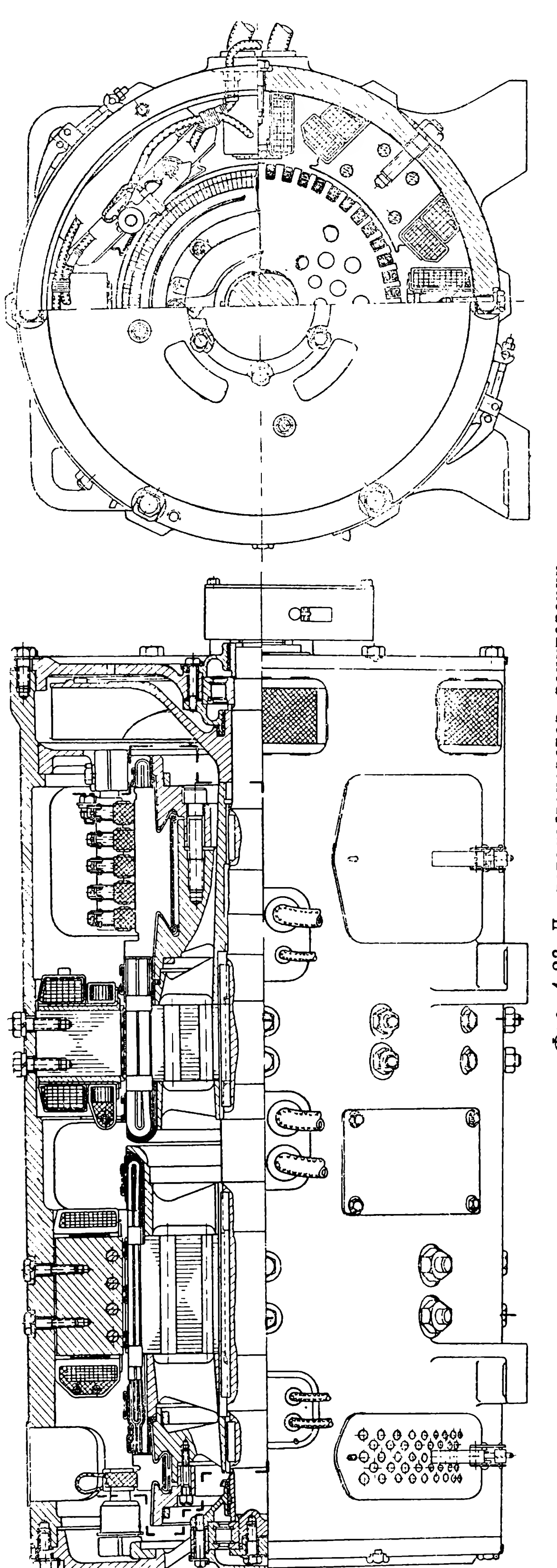
Полученные уравнения представлены графически на фиг. 4-22. Из нее видно, что при увеличении нагрузки между средней точкой и землей ток I_1 возрастает, а ток I_2 падает. При $I=2I_0$ ток в обмотке *2* становится равным нулю, а затем меняет свое направление на обратное — вторая обмотка переходит на генераторный режим работы. В зависимости от величины тока I, т. е. от нагрузки на валу, вторая обмотка работает в том или ином режиме.

Потенциал средней точки

$$U_{ср}=U_c-E-I_1r \tag{4-11}$$

уменьшается с увеличением нагрузки ее, но в относительно небольших пределах, определяемых падением напряжения I_1r.

Последовательные обмотки C_1 и C_2 служат, во-первых, для облег-



Фиг. 4-23. Двигатель-генератор рекуперации.

чения пуска делителя напряжения и, во-вторых, для предотвращения большой вспышки или даже кругового огня на коллекторе при снятии напряжения в сети. Дело в том, что в этом случае делитель напряжения оказывается замкнутым на тяговые двигатели экипажа, обе обмотки его переходят на генераторный режим работы и получается практически короткое замыкание машины (ввиду малого сопротивления внешней цепи). При этом ток в обмотках C_1 и C_2 меняет направление, н. с. их будет направлена против н. с. обмотки *Ш* и машина быстро размагничивается без какой-либо опасной вспышки на коллекторе.

Генератор собственных нужд

Эта машина представляет собой слабо насыщенный генератор с параллельным возбуждением. В цепь последнего включен регулятор напряжения, поддерживающий постоянное напряжение на зажимах генератора при изменении его нагрузки и колебаниях скорости приводного двигателя (от колебаний напряжения сети).

Как уже указывалось выше, генератор управления располагают либо на валу двигателя вентилятора, либо делителя напряжения, либо на валу специального приводного двигателя, имеющего, как правило, смешанное возбуждение.

Ввиду относительно небольшой мощности (5—8 *квт*) и низкого напряжения (обычно 50 *в*) генератор собственных нужд обычно выполняется без добавочных полюсов с числом главных полюсов $2p = 4$ или $2p = 6$.

Двигатель-генератор рекуперации

Как известно, при рекуперативном торможении электровоза необходимо питать обмотки возбуждения его тяговых двигателей независимо от специального возбудителя. Для этой цели на экипаж устанавливается специальный агрегат (фиг. 4-23), состоящий из приводного двигателя со смешанным возбуждением с напряжением на коллекторе 3 000 *в* и генератора низкого напряжения (около 100 *в*), рассчитанного на требуемый тяговыми двигателями ток возбуждения. Обе машины размещаются в одном корпусе, который иногда выполняется разъемным. Двигатель делается с числом полюсов $2p = 4$, генератор с $2p = 6$.

Машина обычно имеет кратковременный (часовой) режим работы, и потому номинальной мощностью двигатель-генератора рекуперации является обычно часовая мощность.

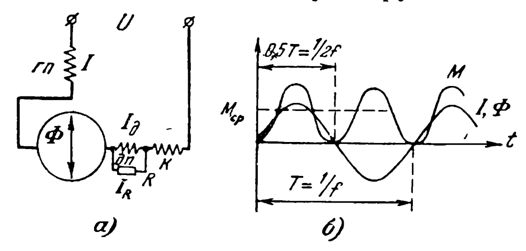
Агрегат снабжается механическим ограничителем скорости вращения, отключающим его от сети в случае чрезмерного повышения скорости вращения. Это может случиться в случае прекращения питания параллельной обмотки двигателя по какой-либо причине, следствием чего может быть разнос агрегата при отсутствии нагрузки со стороны генератора.

ГЛАВА ПЯТАЯ

ТЯГОВЫЕ ОДНОФАЗНЫЕ КОЛЛЕКТОРНЫЕ ДВИГАТЕЛИ

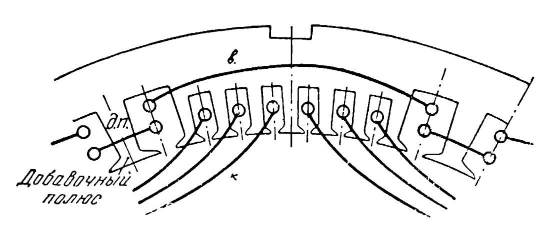
5-1. ОБЩИЕ ЗАМЕЧАНИЯ

Как известно, при питании двигателя с последовательным возбуждением переменным током возникает вращающий момент, хотя и пульсирующий с



Фиг. 5-1. Схема (*а*) и принцип работы однофазного коллекторного двигателя (*б*).

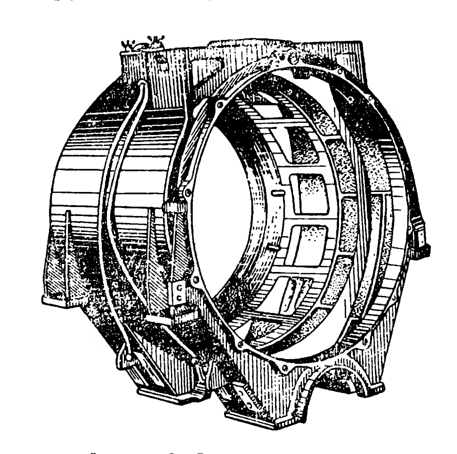
двойной частотой сети, но направленный все время в одну сторону, если пренебречь незначительным запаздыванием по времени потока Ф по отношению к току I (фиг. 5-1). Значительный маховой момент якоря и инерция поезда практически полностью сглаживают



Фиг. 5-2. Схема обмоток двигателя.

эффект пульсации вращающего момента и можно считаться с некоторым средним значением его $M_{ср}$; только в некоторых специальных случаях следует учитывать высшие гармоники кривой момента (при определении вибраций деталей машины, привода и т. п.).

Переменный магнитный поток возбуждения требует выполнения всей магнитной системы двигателя из шихтованной стали, подобно тому как это делается в асинхронных машинах. Кроме того, как ниже будет указано, такие двигатели почти всегда выполняются с компенсационной обмоткой, для размещения которой в полюсных башмаках предусматриваются специальные пазы. Эти обстоятельства приводят к тому, что наиболее целесообразным конструктивным решением для магнит-

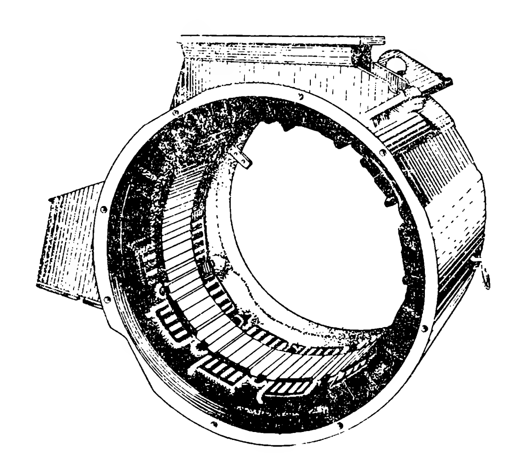


Фиг. 5-3. Станина двигателя.

ной системы является выполнение ее с неявно выраженными полюсами, как показано на фиг. 5-2.

При этом станина двигателя, литая или сварная (фиг. 5-3), уже не служит в качестве магнитопровода и может быть выполнена с минимальной толщиной стенок, требуемой механической прочностью. Стальной пакет статора опирается на продольные литые или приварные ребра станины и закрепляется нажимными шайбами. Последние удерживаются кольцевыми или сегментными шпонками или опираются в борт (ребро) станины (фиг. 7-5, 5-17, 5-18). В некоторых случаях стальной пакет стягивается специальными стяжками.

Якорь (ротор) двигателя ничем не отличается от якоря двигателя постоянного тока. Исключением является лишь то, что пазы обычно скашиваются на половину зубцового деления, и то, что

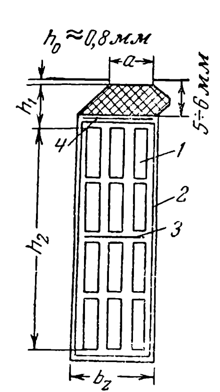


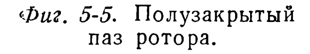
Фиг. 5-4. Станина двигателя с обмотанным статором.

многие двигатели выполняются с полузакрытыми пазами (фиг. 5-5). В этом случае проводники *1* изолируются микалентой 0,1 *мм* в полуперекрытие или берутся изолированными ПСД. Паз изолируется стекломиканитом и стеклолакотканью *2* общей толщиной на сто-

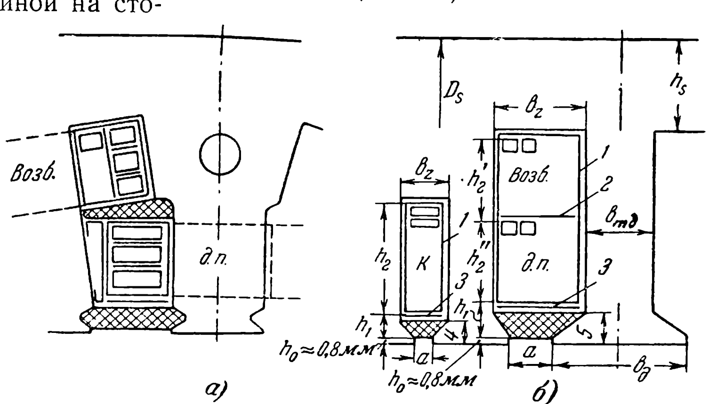
0,5—0,7 *мм.* Полузакрытая конструкция пазов ротора существенно уменьшает значение коэффициента воздушного зазора k_δ, т. е. магнитное напряжение зазора, но значительно усложняет технологию обмотки якоря. Поэтому в новых машинах наблюдается определенная тенденция к изготовлению якоря с открытыми пазами, позволяющая применение заранее изолированных якорных катушек. Крепление обмотки в пазовой части всегда делается клиньями.

На фиг. 5-4 показан обмотанный статор двигателя, а на фиг. 5-6 представлена конструкция изоляции статорных обмоток. Наиболее часто пазы статора делаются также полузакрытыми, как показано на фиг. 5-6,*б*. Обмотка возбуждения размещается на дне большого паза, изолированного стекломиканитом и стеклолакотканью *1* толщиной 0,6—0,8 *мм* на сторону. Обмотка добавочных полюсов, отделенная от обмотки возбуждения миканитовой прокладкой *2* толщиной 1 *мм*, располагается у шлица паза. Проводники той и другой обмотки применяются, как правило, изолированные марки ПСД. Под клин кладется прокладка *3* из миканита толщиной 0,5 *мм*.





Фиг. 5-5. Полузакрытый паз ротора.



Фиг. 5-6. Изоляция статорных обмоток.

рону 0,6—0,8 *мм.* Между слоями кладется миканитовая прокладка *3* толщиной 1 *мм*, а под клин — миканитовая прокладка *4* толщиной 0,5 *мм.* Проводники закладываются в паз через шлиц. Ширина и высота паза определяются при такой укладке как сумма толщин меди и изоляции плюс зазор

Компенсационная обмотка, размещаемая в малых пазах, изолируется таким же образом. Проводники ее, изолированные (ПСД), или голые, с асбестовыми прокладками между ними, обычно размещаются в один ряд по ширине паза.

Определение размеров пазов произ-

водится согласно сказанному выше о пазах ротора, но зазор на вкладку для большого паза берется около 1,0 *мм*.

Выполнение полузакрытых пазов, естественно, усложняет изготовление статорных обмоток. Поэтому в некоторых случаях применяется конструкция открытого большого паза, показанная на фиг. 5-6,*а*. Здесь катушки добавочных полюсов и возбуждения могут быть изолированы заранее и вложены в пазы. Что касается пазов компенсационной обмотки, то они всегда выполняются полузакрытыми. Конструкция по фиг. 5-6,*а*, хотя и проста технологически, но имеет тот недостаток, что при ней уменьшается магнитное перекрытие полюса α и хуже используется пространство паза. На фиг. 5-7 показаны катушки добавочных полюсов и возбуждения при исполнении их по фиг. 5-6,*а*, а также шины компенсационной обмотки, закладываемые в пазы с торца и соединяемые заваркой с другого конца.

На фиг. 5-8,*а* представлена векторная диаграмма однофазного коллекторного двигателя. Благодаря пульсации потока возбуждения в обмотке главных полюсов наводится пульсационная э. д. с.

$$E_L = 4{,}44\Phi_м f w_в \sigma 10^{-8}\ [в], \qquad (5\text{-}1)$$

где $w_в$ — число витков обмотки возбуждения, включенных последовательно (если, как это часто делается, обмотки всех полюсов включены параллельно, то $w_в$ есть число витков на полюс);

$\Phi_м$ — максимальное значение потока, *мкс*;

f — частота сети;

σ — коэффициент рассеяния.

Эта э. д. с. отстает от потока и тока на 90°. Если машина не имеет компенсационной обмотки, в обмотке якоря наводится аналогичная пульсационная э. д. с.

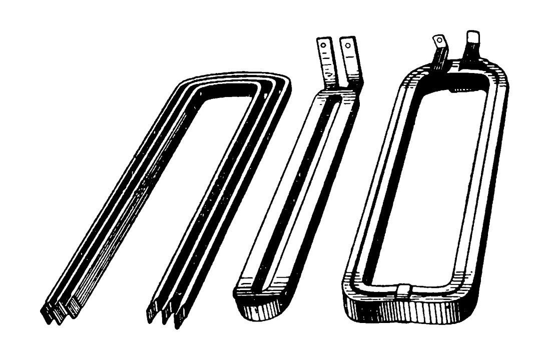
$$E_{La} = I\omega L_a, \qquad (5\text{-}2)$$

где I — ток, *а*;

ω — $2\pi f$;

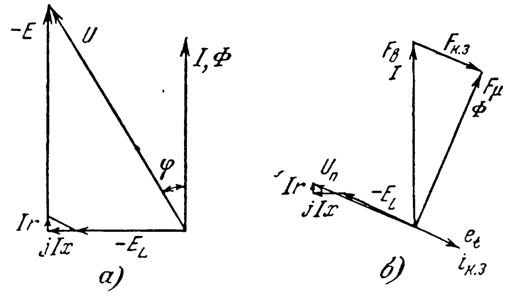
L_a — индуктивность обмотки якоря (2-21).

Так как у большинства однофазных коллекторных двигателей имеется компенсационная обмотка, то величина $E_{La}=0$. Поэтому на диаграмме фиг. 5-8,*а* она не отложена.



Фиг. 5-7. Статорные катушки.

В обмотках двигателя имеет место индуктивное падение напряжения jIx от местных потоков рассеяния всех обмоток и активное Ir.



Фиг. 5-8. Векторные диаграммы.
а — при вращении; *б* — при пуске.

Как известно, индуктивное сопротивление обмотки выражается формулой

$$x = 1{,}25\cdot 10^{-7} f \frac{w^2 l_a}{pq}\lambda, \qquad (5\text{-}3)$$

где w — число витков обмотки, включенных последовательно;

l_a — длина стального пакета, *см*;

p — число пар полюсов;

q — число пазов обмотки на полюс;

λ — суммарная проводимость потока рассеяния на 1 *см* длины стального пакета:

$$\lambda = \lambda_п + \lambda_к + \lambda_л. \qquad (5\text{-}4)$$

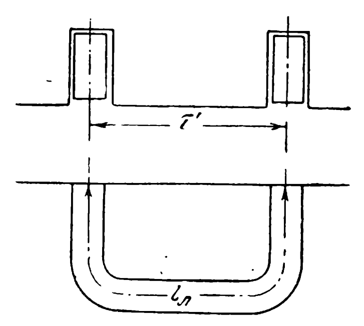
Проводимость пазовой части λ_n равна:

для якоря и компенсационной обмотки (фиг. 5-5 и 5-6)

$$\lambda_n = \mu_0 \left(\frac{2h_1}{a+b_z} + \frac{h_0}{a} + \frac{h_2}{3b_z}\right); \quad (5\text{-}5)$$

для обмотки добавочных полюсов

$$\lambda_n = \mu_0 \left(\frac{2h_1}{a+b_z} + \frac{h_0}{a} + \frac{h_2''}{3b_z}\right); \quad (5\text{-}6)$$



Фиг. 5-9. К расчету потока рассеяния лобовых частей.

для обмотки главных полюсов

$$\lambda_n = \mu_0 \left(\frac{2h_1}{a+b_z} + \frac{h_0}{a} + \frac{h_2''}{b_z} + \frac{h_2'}{3b_z}\right). \quad (5\text{-}7)$$

Проводимость по коронкам зубцов (воздушного зазора) $\lambda_к$ определяется по формуле:

$$\lambda_к = \mu_0 \frac{5\delta}{5a + 4\delta}, \quad (5\text{-}8)$$

где δ — зазор;
a — шлиц паза.

Проводимость лобовых частей обмотки $\lambda_л$, отнесенная к 1 *см* длины стального пакета, для якоря определяется по (2-50) или (2-51).

Для обмоток компенсационной, добавочных полюсов и возбуждения [Л. 4] величина

$$\lambda_л = \mu_0\, 0{,}5(0{,}67 l_л - 0{,}43\tau')\frac{q}{l_a}, \quad (5\text{-}9)$$

где $l_л$ — длина лобовой части обмотки с одной стороны стального пакета (фиг. 5-9);
τ' — ширина катушки по расточке, *см*.

Электродвижущая сила вращения якорной обмотки

$$E = \frac{\Phi_м N n p}{\sqrt{2}\,60 a} 10^{-8} = 2\sqrt{2}\Phi_м f_{вр} w_a \cdot 10^{-8}, \quad (5\text{-}10)$$

где $f_{вр} = \frac{pn}{60}$ — частота вращения;
$w_a = \frac{K}{2a}$ — число последовательно включенных витков якорной обмотки.

Электродвижущая сила вращения находится в фазе с потоком возбуждения Ф. Сумма векторов $-E_L$, jIx, Ir и $-E$—дает величину напряжения U (фиг. 5-8). Таким образом, между векторами напряжения и тока всегда существует угол сдвига фаз φ. Так как однофазные коллекторные двигатели получают всегда питание от трансформатора, то, делая последний секционированным, производят пуск и регулирование скорости двигателя постепенным повышением напряжения на его зажимах. Однофазный коллекторный двигатель не нуждается в пусковых реостатах и всегда имеется возможность увеличить скорость вращения его путем повышения напряжения, а не путем ослабления поля, как это приходится делать в двигателе постоянного тока.

Из рассмотрения векторной диаграммы фиг. 5-8 следует, что для улучшения $\cos\varphi$ двигателя необходимо иметь возможно меньшее значение пульсационной э. д. с. в обмотке возбуждения E_L и уничтожить пульсационную э. д. с. в обмотке E_{La}. Последнее достигается устройством компенсационной обмотки. Что касается уменьшения величины E_L, то для этого надо уменьшить число витков обмотки возбуждения $w_в$. Это достигается устройством небольшого воздушного зазора ($\delta = 2—3$ *мм*) и небольшими насыщениями в магнитной цепи двигателя ($B_{z^1/_3} \leq 17\,000$ *гс*). Наличие компенсационной обмотки, уничтожающей искажающее влияние реакции якоря, позволяет выбирать малую величину зазора без опасений за чрезмерное возрастание межсегментных напряжений.

Указанными мероприятиями, а также применением многополюсной магнитной системы удается достигнуть высокого значения $\cos\varphi$ при номинальном режиме работы двигателя ($\cos\varphi = 0{,}9 - 0{,}95$).

5-2. КОММУТАЦИЯ

Как известно, помимо реактивной э. д. с., возникающей в короткозамкнутой секции вследствие переключения ее из одной параллельной цепи в другую, в этой секции возникает еще одна э. д. с., вызванная пульсацией магнитного потока, так называемая трансформаторная э. д. с.

$$e_t = 4{,}44\Phi_м f w \cdot 10^{-8}, \quad (5\text{-}11)$$

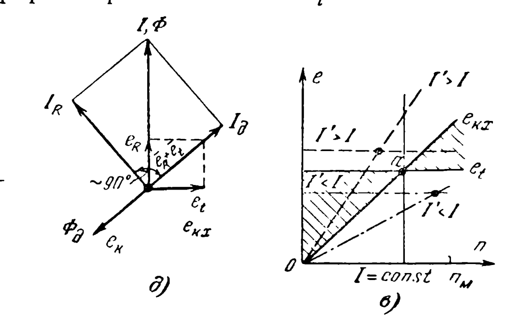
где w — число витков в секции.

Трансформаторная э. д. с. отстает от потока по времени на 90° эл. и не зависит от скорости вращения (фиг. 5-10). Поэтому для компенсации ее при вращении параллельно обмотке добавочных полюсов включают активное сопротивление R (фиг. 5-1). Так как активным сопротивлением обмотки добавочных полюсов сравнительно с индуктивным сопротивлением ее можно практически пренебречь, то главный ток I разветвляется на два тока $I_д$ и I_R, текущие в обмотке полюса и в сопротивлении и находящиеся во времени под углом 90° эл. друг к другу (фиг. 5-10,б). Соответствующим подбором величины сопротивления R можно достигнуть того, что коммутирующая э. д. с. $e_к$ от потока добавочного полюса $\Phi_д$ скомпенсирует сумму реактивной и трансформаторной э. д. с. $e_R + e_t$. Однако такая компенсация может быть достигнута лишь для одной определенной скорости вращения n. Действительно, рассматривая случай разгона двигателя с постоянным моментом, т. е. при постоянной величине тока I, найдем:

$$e_R \equiv In \equiv n;$$
$$e_t \equiv \Phi \equiv \text{const}; \quad (5\text{-}12)$$
$$e_к \equiv \Phi_д n \equiv n.$$

Таким образом, реактивная э. д. с. e_R будет компенсироваться при всех скоростях вращения. Трансформаторная э. д. с. e_t компенсируется составляющей коммутирующей э. д. с. $e_{кх}$ (фиг. 5-10,б), также пропорциональной скорости вращения n.

На фиг. 5-10,в дана зависимость e_t и $e_{кх}$ от скорости вращения n, иллюстрирующая сказанное. Следовательно, если при вращении якоря трансформаторная э. д. с. e_t может быть



Фиг. 5-10. Компенсация трансформаторной э. д. с.

в той или иной мере скомпенсирована, то при трогании с места необходимо считаться с полной ее величиной. Трансформаторная э. д. с. создает в короткозамкнутой секции ток короткого замыкания $i_{к.з}$, замыкающийся через щетку и зависящий практически только от величины переходного сопротивления контакта щетка—пластина (так как индуктивное сопротивление короткозамкнутой секции весьма мало сравнительно с сопротивлением переходного контакта). Поскольку падение напряжения в контакте щетки не превосходит нескольких вольт, даже при весьма значительных плотностях тока под ней, допустимая трансформаторная э. д. с. не должна, как это установлено долголетней практикой, превосходить определенной величины во избежание накаливания щетки или сильного искрения под ней. Для петлевой обмотки, применяемой в подобных машинах, и щеточного перекрытия $\gamma = 2 - 3$ величина e_t не должна превосходить 3—3,5 *в*.

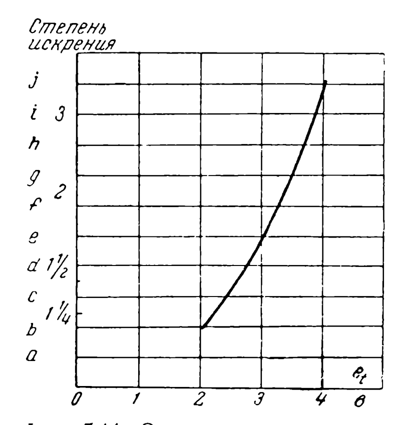
На фиг. 5-11 показана приблизительная зависимость между величиной трансформаторной э. д. с. и степенью искрения под щетками, из которой

видно, что нормально трансформаторная э. д. с. не должна превосходить 3 *в* (искрение степени *e* — $1^1/_2$ по ГОСТ 183-55), а при перегрузке 3,5—3,8 *в* (искрение степени *gh* — 2 — 3 по ГОСТ 183-55). Указанные значения трансформаторных э. д. с. являются исходными для определения параметров одно-

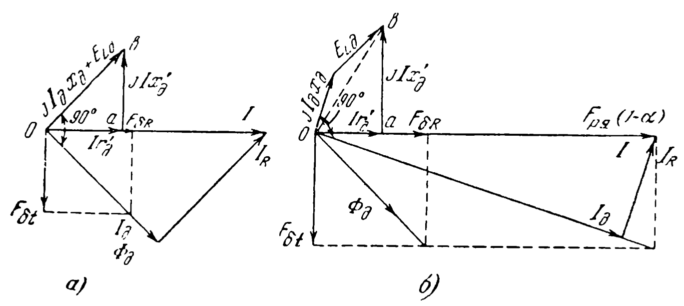
где δ_∂ — зазор под добавочным полюсом, *см*;

k_δ — коэффициент воздушного зазора.

Если компенсационная обмотка имеет н. с., равную н. с. реакции якоря (т. е. часть витков ее расположена в большом пазу), то производится построение, показанное на фиг. 5-12,*а*, позволяющее найти ток в обмотке до-



Фиг. 5-11. Зависимость степени искрения от величины e_t.



Фиг. 5-12. К расчету добавочных полюсов

фазных коллекторных двигателей, как это будет показано ниже.

Расчет компенсации суммарной э. д. с. $\bar{e}_R + \bar{e}_t$ производится следующим образом. Определяется индукция под добавочным полюсом, нужная для компенсации реактивной э. д. с. ($w=1$):

$$B_{\partial R} = \frac{e_R \cdot 10^8 \sqrt{2}}{2 l_a v_a} \qquad (5\text{-}13)$$

и трансформаторной э. д. с.

$$B_{\partial t} = \frac{e_t \cdot 10^8 \sqrt{2}}{2 l_a v_a}, \qquad (5\text{-}14)$$

где v_a — окружная скорость якоря, *см/сек*;

$\sqrt{2}$ — множитель для перехода от эффективных значений к максимальным.

Результирующая требующаяся индукция

$$B_\partial = \sqrt{B_{\partial R}^2 + B_{\partial t}^2}. \qquad (5\text{-}15)$$

Магнитные напряжения зазора, требующиеся для создания индукций $B_{\partial R}$ и $B_{\partial t}$, равны:

$$F_{\delta R} = \frac{1}{\mu_0} B_{\partial R} k_\delta \delta_\partial \frac{1}{\sqrt{2}}; \qquad (5\text{-}16)$$

$$F_{\delta t} = \frac{1}{\mu_0} B_{\partial t} k_\delta \delta_\partial \frac{1}{\sqrt{2}}, \qquad (5\text{-}17)$$

бавочного полюса I_∂ и требуемое число витков этой обмотки на полюс:

$$w_\partial = \frac{\left(\sqrt{F_{\delta R}^2 + F_{\delta t}^2}\right) a_\partial}{I_\partial}, \qquad (5\text{-}18)$$

где a_∂ — число параллельных цепей обмотки добавочных полюсов,

Если компенсационная обмотка расположена только в собственных пазах, т. е. компенсирует н. с. реакции якоря только на длине полюсной дуги, то векторная диаграмма строится, как показано на фиг. 5-12,*б*. В этом случае

$$w_\partial = \frac{\left(\sqrt{(F_{\delta R} + F_{p.я}(1-\alpha)k_\gamma)^2 + F_{\delta t}^2}\right) a_\partial}{I_\partial}, \qquad (5\text{-}19)$$

где $F_{p.я}$ — н. с. реакции якоря на полюс;

α — коэффициент полюсного перекрытия;

k_γ — поправочный коэффициент (8-79).

Обмотка добавочного полюса с параллельно включенным активным сопротивлением *R* (фиг. 5-1) создает в цепи двигателя некоторые эффек-

тивные значения активного и индуктивного падения напряжения.

Для определения их следует прежде всего найти пульсационную э. д. с. в обмотке добавочных полюсов от ее потока

$$E_{L\partial} = 4{,}44\Phi_\partial f\left(w_\partial \frac{2p}{a_\partial} + w_\kappa \frac{2p}{a_\kappa} - k_\gamma w_a\right)10^{-8}, \qquad (5\text{-}20)$$

где w_κ — число витков компенсационной обмотки на полюс;

a_κ — число параллельных цепей компенсационной обмотки.

При параллельном включении полюсов всех статорных обмоток

$$a_\partial = a_\kappa = 2p. \qquad (5\text{-}21)$$

Поток добавочного полюса в зазоре

$$\Phi_\partial = B_\partial (b_\partial + 3\delta_\partial) l_a, \qquad (5\text{-}22)$$

где b_∂ — ширина наконечника добавочного полюса, *см*;

В данном случае в расчет вводится только полезный поток добавочного полюса, так как э. д. с. от потока рассеяния учитывается при определении индуктивного сопротивления (реактанца) обмотки добавочных полюсов x_∂.

Далее производятся построения, показанные на фиг. 5-12,*а* и *б*, понятные без дополнительных разъяснений. Очевидно, что

$$x'_\partial = \frac{ab}{I}; \qquad (5\text{-}23)$$

$$r'_\partial = \frac{Oa}{I}. \qquad (5\text{-}24)$$

Таким образом, суммарное индуктивное сопротивление обмоток двигателя

$$x = x_a + x_в + x_\kappa + x'_\partial, \qquad (5\text{-}25)$$

а суммарное активное сопротивление

$$r = r_a + r_в + r_\kappa + r'_\partial, \qquad (5\text{-}26)$$

Изложенная выше методика расчета относится к тому случаю, когда активным сопротивлением обмотки добавочного полюса можно пренебречь сравнительно с индуктивным, что имеет место в большинстве практических случаев. Если же учет r_∂ желателен, соответствующие вычисления могут быть сделаны по [Л. 4 и 13].

Компенсация трансформаторной э. д. с., показанная на фиг. 5-10,*в*, относится к некоторому определенному току I. Если взять большое значение тока нагрузки I, то ординаты прямой $e_{\kappa x}$ пропорционально увеличатся (в пренебрежении незначительным насыщением магнитной цепи добавочных полюсов), а величина трансформаторной э. д. с. возрастет значительно меньше из-за насыщения главной магнитной цепи. Аналогичная картина будет при снижении тока I. На фиг. 5-10,*в* пунктиром показаны соотношения $e_{\kappa x}$ и e_t для этих случаев. Из них видно, что полная компенсация при перегрузке наступает при меньшей скорости вращения, чем при номинальном токе. Наоборот, при меньшем токе полная компенсация наступит при большей скорости. Такое смещение точки полной компенсации является благоприятным фактором, так как перегрузки имеют место обычно при малых скоростях, а меньшие значения силы тяги и тока — при больших.

Величина активного сопротивления R, шунтирующего обмотку добавочных полюсов двигателя, определяется как

$$R = \frac{\overline{I_\partial x_\partial} + \overline{E_{L\partial}}}{I_R}, \qquad (5\text{-}27)$$

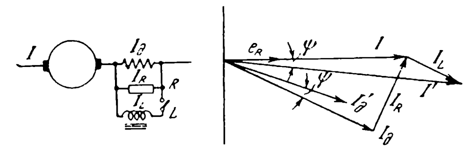
где $I_\partial x_\partial$ и $E_{L\partial}$ в случае схемы, соответствующей фиг. 5-12,*б* (компенсационная обмотка уложена только в своих пазах), складываются геометрически.

Сопротивление R подбирается таким образом, чтобы обеспечить компенсацию суммарной э. д. с. $\overline{e_R} + \overline{e_t}$ для номинального тока при скорости 50—70% от максимальной, поскольку это дает наилучшие условия коммутации в рабочем диапазоне нагрузок и скоростей двигателя.

Однако в некоторых случаях, например при тяжеловесных поездах, целесообразно уменьшить недокомпенсацию в зоне малых скоростей (фиг. 5-10,*в*). Для этого точку *а* следует сдвинуть возможно левее, насколько это позволяют условия на-

сыщения магнитной цепи добавочного полюса. Но тогда в зоне высоких скоростей будет наблюдаться значительная перекомпенсация, могущая существенно ухудшить условия работы коллектора.

Во избежание этого явления при входе экипажа в зону высоких скоростей производится автоматическое включение параллельно обмотке до-



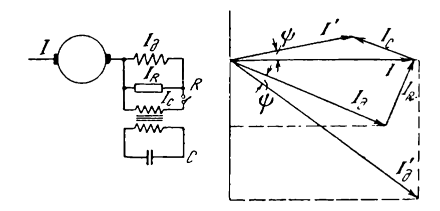
Фиг. 5-13. Шунтировка обмотки добавочных полюсов дросселем.

полнительных полюсов дросселя L (фиг. 5-13). Это означает увеличение главного тока I на величину тока, текущего через этот дроссель I_L (вектор I_L параллелен вектору $I_д$, поскольку мы пренебрегаем активным сопротивлением этих двух обмоток). Так как мы хотим выяснить условия компенсации в машине при исходном токе нагрузки I, то совмещаем новый ток I' с вектором I. Тогда вектор тока в обмотке добавочного полюса $I'_д$ сместится со своего исходного положения на угол ψ, а по величине будет, очевидно, равен

$$I'_д = I_д \frac{I}{I'}.$$

В результате при том же токе нагрузки I ток в обмотке добавочного полюса $I'_д$ станет меньше и угол сдвига его по отношению к току I станет меньше на угол ψ. Следовательно, коммутирующая э. д. с. станет также меньше, и излишняя перекомпенсация будет в значительной мере сглажена.

Обратное явление может иметь место в случае, когда экипаж предназначен в основном для работы на высоких скоростях. Тогда точку полной компенсации a (фиг. 5-10,*в*) целесообразно сдвинуть вправо, чтобы обеспечить хорошие условия коммутации при рабочих режимах движения поезда. Но условия пуска в этом случае ухудшаются, поскольку растягивается зона недокомпенсации при малых скоростях. Во избежание этого явления целесообразно включать при малых скоростях параллельно обмотке добавочных полюсов конденсатор C (фиг. 5-14), конечно, через повысительный трансформатор (так как на-



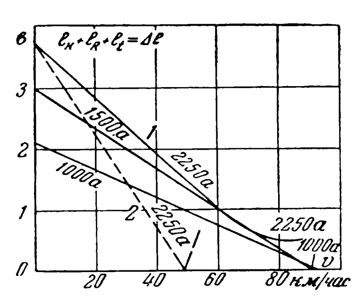
Фиг. 5-14. Шунтировка обмотки добавочных полюсов конденсатором.

пряжение на обмотке добавочных полюсов невелико).

Включение конденсатора означает уменьшение главного тока I на величину тока в конденсаторе I_C. Как и выше, совмещаем новый ток I' с вектором I, что означает поворот вектора тока в обмотке добавочных полюсов на тот же угол ψ и увеличение его до значения

$$I'_д = I_д \frac{I}{I'}.$$

Это означает, что при том же токе нагрузки I ток в обмотке добавочных



Фиг. 5-15. Некомпенсированная э. д. с. в короткозамкнутой секции.

полюсов $I'_д$ станет больше и угол его сдвига по отношению к току I также увеличится на угол ψ. Следовательно, коммутирующая э. д. с. также возрастет, что уменьшит несколько недокомпенсацию при малой скорости.

На фиг. 5-15 показана остаточная э. д. с. в короткозамкнутой секции моторвагонного двигателя при разных токах нагрузки. Кривая *2* этого графика дает остаточную э. д. с. Δe при

включении конденсатора (сравнительно с кривой *1*, дающей остаточную э. д. с. Δe при включении только активного сопротивления). Как видно из этих кривых, эффект от включения конденсатора при малых скоростях (трогание с места) получается по понятным причинам не очень значительным, но при скоростях 20—40 *км/час* остаточная э. д. с., хотя уже не столь большая, снижается довольно существенно.

Целесообразность рассмотренных методов улучшения коммутации посредством подключения дросселя или конденсатора должна оцениваться в каждом конкретном случае, так как это сопряжено с некоторым усложнением схемы экипажа и наличием дополнительной аппаратуры.

Что касается подключения активного сопротивления параллельно обмотке добавочных полюсов, то такая схема применяется во всех однофазных коллекторных двигателях.

При трогании с места и при малых скоростях вращения двигателя некомпенсированная трансформаторная э. д. с. Δe создает в короткозамкнутых секциях значительный ток короткого замыкания. Намагничивающая сила этого тока (на полюс)

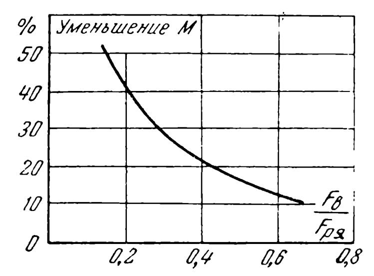
$$F_{к.з} = i_{к.з}\gamma \qquad (5\text{-}28)$$

[где γ — число перекрытых щеткой пластин ($w=1$)] находится практически в фазе с трансформаторной э. д. с. e_t и, складываясь с н. с. главных полюсов $F_в$, приводит к уменьшению общей н. с. F_μ (фиг. 5-8,*б*).

Поэтому поток двигателя Φ уменьшается, между ним и током I появляется некоторый сдвиг фаз, приводящий к существенному снижению пускового момента двигателя, для восстановления которого необходимо увеличить пусковой ток. Этот эффект быстро исчезает по мере разворачивания двигателя и уменьшения величины некомпенсированной э. д. с. e_t.

На фиг. 5-16 дана кривая, позволяющая оценить приблизительно величину снижения момента при пуске за счет указанного эффекта [Л. 14]. Как видно из нее, это размагничивание особенно сильно сказывается при малом отношении н. с. главных полюсов $F_в$ к н. с. якоря $F_{р.я}$, что имеет место при ослаблении поля.

Как уже отмечалось выше, однофазные коллекторные двигатели строят не сильно насыщенными. Это, конечно, вызывает больший рост трансформаторной э. д. с. при перегрузке двигателя, чем если бы машина выполнялась с большими насыщениями.



Фиг. 5-16. Уменьшение величины момента при пуске токами короткого замыкания в коммутирующихся секциях.

Однако оказывается, что в сильно насыщенной машине появляются резко выраженные гармоники в кривой $\Phi = f(t)$ и, следовательно, в кривой трансформаторной э. д. с. e_t. В то же время ток и поток обмотки добавочных полюсов практически свободны от гармоник, поскольку эта обмотка зашунтирована активным сопротивлением. Поэтому формы кривой e_t и $e_к$ не совпадают, что и является причиной искрения в такого рода насыщенных машинах. Для уменьшения этого эффекта в некоторых двигателях предусматривается подключение небольшой индуктивности последовательно с активным сопротивлением. Так же как и в машинах постоянного тока, в этих машинах следует иметь ненасыщенную магнитную цепь добавочных полюсов и притом для максимальных (а не эффективных) значений потока $\Phi_д$. Поэтому расчет индукций и потоков всегда ведется по максимальным значениям их.

С целью увеличения пусковой силы тяги в некоторых двигателях, преимущественно американских, применяют ослабление поля при пуске. Это дает возможность увеличить величину якорного тока без возрастания транс-

форматорной э. д. с. e_t сверх допустимого значения и, следовательно, поднять пусковой момент. Нетрудно, однако, видеть, что указанное увеличение пускового тока получается весьма значительным, особенно с учетом сказанного о размагничивающем влиянии токов в короткозамкнутых секциях.

Действительно, если принять при номинальном режиме $e_t = 3$ *в*, при пусковом $e_{tм} = 3{,}5$ *в*, то для двукратного номинального момента при пуске получается значение пускового тока (с учетом коэффициента размагничивания 1,15), равное:

$$I_п = I_н \cdot 2 \frac{3{,}0}{3{,}5} 1{,}15 \approx 2I_н.$$

Такая величина пускового тока допустима как предельная для моторвагонной тяги, но применительно к электровозной, с тяжеловесными составами поездов, требует специального выполнения двигателя по тепловой мощности обмоток и коллектора, что иногда и делается.

В заключение следует указать, что долголетняя практика показала, что определителем работоспособности тягового однофазного коллекторного двигателя является величина $e_{tм}$ при пусковых режимах. Эта величина не должна превосходить значения

$$e_{tм} \leqslant 3{,}5 \text{ в}, \qquad (5\text{-}29)$$

а в некоторых случаях тяжелой электровозной тяги рекомендуется иметь и меньшее значение.

5-3. ТРАНСФОРМАТОРНАЯ Э. Д. С. И ПАРАМЕТРЫ МАШИН

Из (5-11) для трансформаторной э. д. с. имеем:

$$\Phi_м = \frac{e_t \cdot 10^8}{4{,}44 f w}. \qquad (5\text{-}30)$$

Как будет показано ниже, однофазные коллекторные тяговые двигатели имеют низкие напряжения на коллекторе и, как следствие, большой ток; поэтому все они строятся с петлевыми обмотками при одном витке в секции ($w = 1$) и (5-30) примет вид:

$$\Phi_м = \frac{e_t \cdot 10^8}{4{,}44 f}. \qquad (5\text{-}30')$$

Принимая $e_t = 3$ *в*, получим допустимую величину потока $\Phi_м = 1{,}35 \cdot 10^6$ *мкс* для $f = 50$ *гц* и $4{,}05 \cdot 10^6$ *мкс* для $f = 16\frac{2}{3}$ *гц*. Электродвижущая сила машины при подстановке в формулу для нее значения потока из (5-30′) может быть выражена как

$$E = \frac{2Kpne_t}{4{,}44 f\, 60 a \sqrt{2}}.$$

Учитывая, что в петлевой обмотке $a = p$, и заменяя число коллекторных пластин через

$$K = \frac{\pi D_к}{\beta_к},$$

где $D_к$ — диаметр коллектора, *см*;

$\beta_к$ — коллекторное деление, *см*;

найдем после преобразований

$$E = \frac{e_t v_к}{\pi f \beta_к}, \qquad (5\text{-}31)$$

где $v_к$ — окружная скорость коллектора, *см/сек*.

Величина коллекторного деления $\beta_к$ не может быть по конструктивным соображениям взята меньше 4—4,5 *мм*.

Номинальный режим тяговых однофазных коллекторных двигателей относят обычно к скорости, равной 70% максимальной. Так как по механическим и коммутационным соображениям максимальная окружная скорость коллектора не должна превосходить 50 *м/сек*, то для номинального режима при $n = 0{,}7 n_{макс}$

$$v_к \leqslant 3\,500 \text{ см/сек}.$$

При $e_t = 3$ *в* получим:

для $f = 50$ *гц* $E = 160$ *в*;

для $f = 25$ *гц* $E = 320$ *в*;

для $f = 16\frac{2}{3}$ *гц* $E = 480$ *в*.

Определим, далее, величину мощности, приходящейся на пару полюсов электродвигателя:

$$\frac{P}{p} \approx \frac{EI}{p} 10^{-3} \ [квт]. \qquad (5\text{-}32)$$

Заменяя в этой формуле величину тока I через значение линейной нагрузки

$$A = \frac{2KI}{2a\pi D_a} \, [a/см] \qquad (5\text{-}33)$$

и подставляя величину E из (5-31), найдем после соответствующих преобразований

$$\frac{P}{p} = \frac{Ae_t v_к}{\pi f} \frac{D_a}{D_к} 10^{-3} \, [квт]. \qquad (5\text{-}32')$$

Допустимая величина линейной нагрузки A определяется как нагревом обмотки якоря, так и коммутационными условиями. Практически для длительного режима рассматриваемых машин

$$A \leqslant 525 \; а/см.$$

Что касается отношения диаметров якоря и коллектора, то обычно

$$\frac{D_a}{D_к} = 1{,}25.$$

Подставляя эти значения, а также принятые выше цифры для $v_к$ и e_t в формулу (5-32′), найдем для $n = 0{,}7n_{макс}$:

$$\frac{P}{p} = 45 \; квт \text{ при } f = 50 \; гц;$$

$$\frac{P}{p} = 90 \; квт \text{ при } f = 25 \; гц;$$

$$\frac{P}{p} = 130 \; квт \text{ при } f = 16\frac{2}{3} \; гц.$$

Если относить номинальную длительную мощность машины к скорости, равной $0{,}5n_{макс}$, как это делается в некоторых случаях, значение $\frac{P}{p}$ должно быть, очевидно, пропорционально меньше. Так как, однако, при меньшей скорости вращения потери в стали и добавочные потери в меди существенно уменьшаются, относительное значение величины мощности на пару полюсов будет при этом режиме приблизительно на 10% больше, чем при $n = 0{,}7n_{макс}$.

Таким образом, при $n = 0{,}5n_{макс}$

$$\frac{P}{p} = 35 \; квт \text{ при } f = 50 \; гц;$$

$$\frac{P}{p} = 70 \; квт \text{ при } f = 25 \; гц;$$

$$\frac{P}{p} = 105 \; квт \text{ при } f = 16\frac{2}{3} \; гц.$$

Из полученных соотношений ясно, что с увеличением мощности двигателя должно расти число полюсов его. Однако увеличение числа полюсов ограничивается величиной полюсного деления по коллектору, которое по условиям размещения щеткодержателей и нагреву коллектора может быть взято не менее

$$\tau_к = \frac{\pi D_к}{2p} \geqslant 120 \; мм. \qquad (5\text{-}34)$$

Следовательно,

$$p = \frac{\pi D_к}{2\tau_к},$$

откуда возможная мощность двигателя

$$P = \left(\frac{P}{p}\right) \frac{\pi D_к}{2\tau_к} \leqslant \left(\frac{P}{p}\right) 0{,}13 D_к. \qquad (5\text{-}35)$$

Для двигателя электровоза, имеющего диаметр ведущего колеса $D_{в.к} = 1\,200$ *мм*, диаметр коллектора может быть взят не более 600—650 *мм*.

Следовательно, для этого случая могут быть получены параметры двигателя, указанные в табл. 5-1.

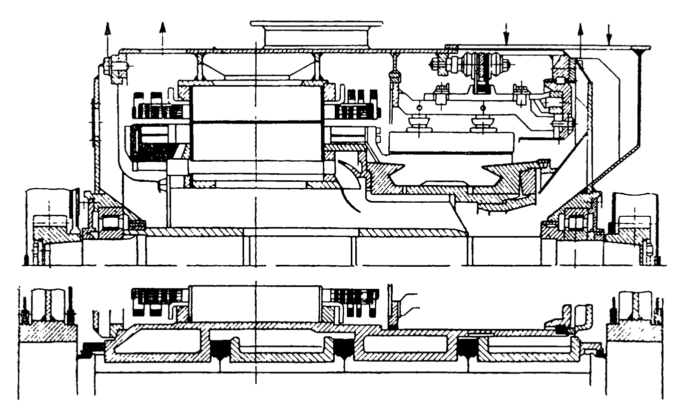
Таблица 5-1

Частота сети, *гц*	Число полюсов	Длительная мощность при $n = 0{,}7n_{макс}$, *квт*	Длительная мощность при $n = 0{,}5n_{макс}$, *квт*	Длительная сила тяги при $n = 0{,}5\,n_{макс} = 50$ *км/час*, *кГ*
50	16	360	280	2 000
25	16	720	560	4 000
$16\frac{2}{3}$	16	1 070	840	6 000

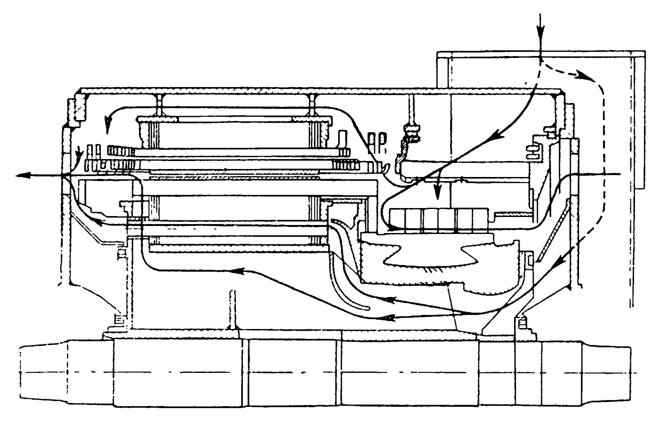
Скорость вращения двигателя определится заданной окружной скоростью коллектора ($v_{к.макс} = 50$ *м/сек*) и будет равна:

$$n = 0{,}7 n_{макс} = 1\,100 \text{ об/мин};$$

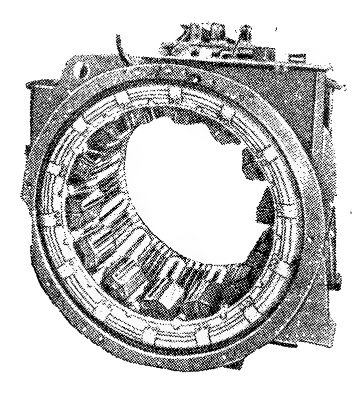
$$n = 0{,}5 n_{макс} = 775 \text{ об/мин}.$$



Фиг. 5-17. Двигатель типа WBM-244.



Фиг. 5-18. Двигатель типа WB-358.



Фиг. 5-19. Статор со щеткодержателями.

Из рассмотрения цифр табл. 5-1 становится ясным, почему до самого последнего времени все однофазные коллекторные двигатели строились на частоту $16^2/_3$ или 25 *гц*. Это было необходимым, поскольку мощность и сила тяги двигателя на 50 *гц* являлась совершенно недостаточной для реальных условий эксплуатации электровозов. Несколько ниже мы вернемся к современному состоянию вопроса с коллекторным двигателем на 50 *гц*.

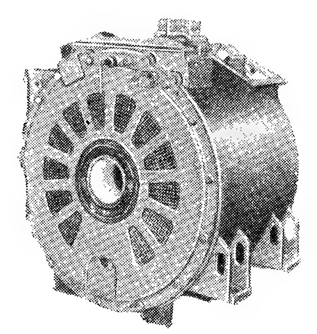
Из табл. 5-1 следует также, что коллекторный однофазный двигатель характеризуется большим числом полюсов. Обычно крупные двигатели на $16^2/_3$ и 25 *гц* строятся с числом полюсов $2p = 8 - 12$, иногда больше. Так как напряжение на их коллекторах, как было показано выше, также ограничено, то они имеют большой ток, требующий длинного коллектора и относительно большого числа щеток. Большие потери на коллекторе (механические и переходные) вызывают необходимость интенсивной вентиляции машин такого рода. В ряде случаев воздух вдувается через два люка для лучшего охлаждения коллектора (фиг 5-17, 5-18 и 7-5).

На фиг. 5-19 представлен вид статора со щеточным аппаратом, а на фиг. 1-9—сердечник ротора. На фиг. 1-9 обращает на себя внимание большое число пазов ротора, необходимое из-за значительного числа полюсов.

Большое количество щеткодержателей заставляет располагать их на специальной поворотной траверсе. Траверса сидит на заточке подшипникового щита или станины и имеет по своей окружности зубчатку, сцепленную с маленькой шестеренкой. Вращая посредством ключа валик шестеренки, выступающий снаружи станины, можно поворачивать траверсу со щеткодержателями на любой угол для осмотра их. При этом, конечно, следует сначала отсоединить подводящие ток шины, если в конструкции машины не предусмот-

рен специальный пружинно-ножевой контакт между траверсой и статором.

Как и в двигателях постоянного тока, воздух продувается через машину двумя параллельными струями: через вентиляционные каналы ротора и между внешней окружностью статорного пакета и станиной (вдоль ребер, на которые посажен стальной пакет) — фиг. 5-17, 5-18 и 7-5.

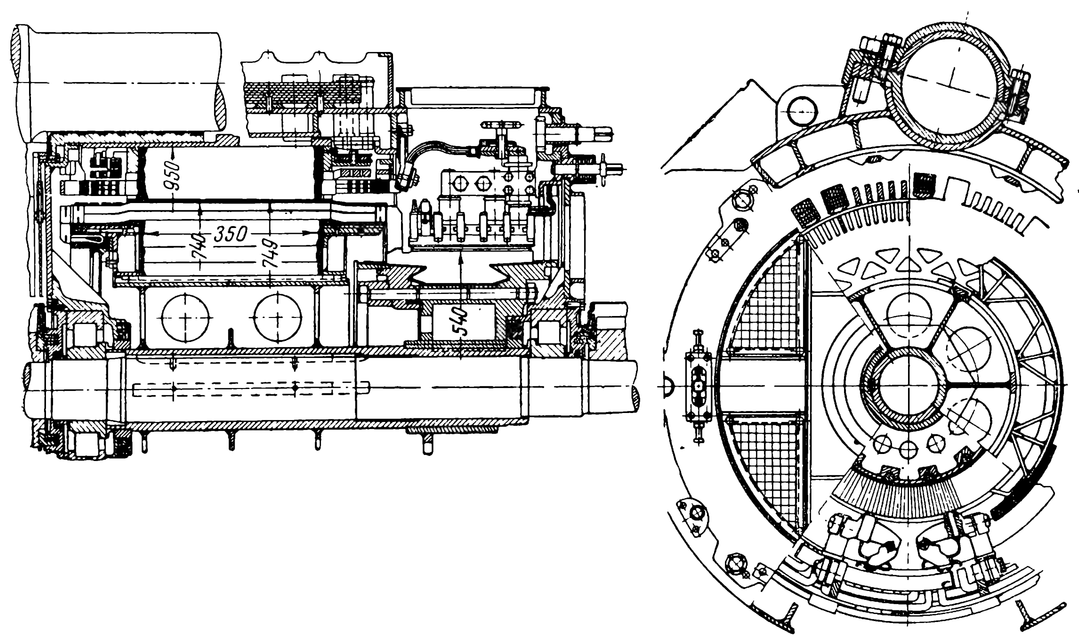


Фиг. 5-20. Общий вид двигателя типа ЕКВ-895.

Внешний вид тягового однофазного коллекторного двигателя представлен на фиг. 5-20. На фиг. 5-21 представлены продольный и поперечный разрезы крупного электровозного двигателя с осевой подвеской. В данном случае интерес представляет продувка вентилирующего воздуха сквозь петушки коллектора, что существенно улучшает условия охлаждения, но зато требует особо тщательного исполнения этого узла во избежание возможных поломок и замыканий из-за инерционных усилий и загрязнения.

5-4. ДВИГАТЕЛИ ДЛЯ ЧАСТОТЫ 50 *гц*

Как было показано выше (табл. 5-1), мощность двигателя на частоту 50 *гц* ограничивается допустимым конструктивно числом полюсов машины при принятой величине трансформаторной э. д. с. e_t. Так как при вращении двигателя трансформаторная э. д. с. может быть скомпенсирована в той или иной степени, возникла идея постройки двигателя на 50 *гц* с величиной трансформаторной э. д. с. $e_t = 6$ *в*, т. е. вдвое большей, чем это допускается нормально. Тогда при пуске двигателя необходимо уменьшить поток вдвое, чтобы получить допустимое значение e_t. Для реализации пускового момента, равного 170% номинального (что минимально необходимо для реальных условий эксплуатации), принимая пусковое значение $e_{tм} = 3{,}5$ *в* и коэффициент размагничи-



Фиг. 5-21. Двигатель типа WBM-486.

вания токами в коммутирующихся секциях равным 1,15, получим в этом случае отношение пускового тока к номинальному

$$\frac{I_n}{I_н} = 1{,}7\,\frac{6}{3{,}5}\,1{,}15 = 3{,}3,$$

что означает десятикратные потери в меди обмоток при пусковых режимах и значительную перегрузку коллектора. Совершенно ясна неприемлемость такого решения независимо от всякого рода схемных модификаций этой идеи.

Поэтому решение проблемы приемлемого для целей электровозной тяги однофазного тягового двигателя на частоту 50 *гц* следует искать в других направлениях, поскольку резкое снижение потока двигателя в тот период, когда от него необходимо получить максимальную силу тяги, является, несомненно, принципиально нецелесообразным.

Следует отметить, что выполнение двигателя на 50 *гц* для моторных вагонов, когда требуемая длительная мощность не превосходит обычно 200 *квт* (при $n = 0{,}5\ n_{макс}$), не представляет существенных затруднений.

На фиг. 5-17 изображен продольный разрез одного из таких двигателей.

Конечно, размещение щеткодержателей в машине получается весьма стесненное, а коллектор довольно длинным, но эти затруднения могут быть так или иначе решены.

Решение вопроса о мощном тяговом двигателе на 50 *гц* получило сейчас следующее направление:

а) Ранее было выведено выражение для мощности, приходящейся на пару полюсов:

$$\frac{P}{p} = \frac{A\cdot e_t\cdot v_к}{\tau f}\cdot\frac{D_a}{D_к}\,10^{-3}\ [квт], \quad (5\text{-}32')$$

откуда может быть получено выражение для мощности двигателя

$$P = \frac{A\cdot e_t\cdot v_к}{2f\tau_к}\,D_a\cdot 10^{-3}\ [квт]. \quad (5\text{-}36)$$

Поскольку для A, e_t, $v_к$ и $\tau_к$ могут быть допущены определенные оптимальные значения, то из этого соотношения вытекает, что мощность двигателя пропорциональна диаметру ротора D_a. Длина стального пакета при частоте 50 *гц* получается очень небольшой. Действительно, при $e_t = 3\ в$ поток $\Phi_м = 1{,}35\cdot 10^6$ *мкс*. Учитывая, что $\frac{D_a}{D_к} = 1{,}25$, принимая $\tau_к = 120$ *мм* и коэффициент полюсного перекрытия $\alpha = 0{,}7$, получим, что индукция в зазоре при $f = 50$ *гц* будет:

$$B_\delta = \frac{\Phi}{l_a\cdot\alpha\cdot\tau_к\,\frac{D_a}{D_к}} = \frac{0{,}13}{l_a}\,10^6\ [гс].$$

Так как величина B_δ не превышает 6 000 — 7 000 *гс*, то длина стального пакета для этого случая

$$l_a = 200 - 220\ мм.$$

Следовательно, коллекторный однофазный двигатель на частоту 50 *гц* характеризуется малой длиной стального пакета и всегда должен быть выполнен с наибольшим возможным диаметром якоря (ротора).

Это обстоятельство наводит на мысль о конструкции сдвоенного двигателя с расположением на одном валу двух якорей. При этом коллекторы обращены наружу, а задние лобовые части обмоток — друг к другу.

Сдвоенная машина согласно сказанному выше может получить максимально мощность порядка $2\cdot 280 = 560$ *квт* (при $n = 0{,}5\ n_{макс}$), т. е. будет приемлема для реальных целей.

Двигатель такого типа показан на фиг. 5-22.

Здесь необходимо сделать то замечание, что для однофазных коллекторных машин целесообразно иметь всегда возможно больший диаметр колеса электровоза, так как это мероприятие при заданной величине централи позволяет иметь наибольшее возможное передаточное число i и, следовательно, наибольшую силу тяги.

Действительно, передаточное число

$$i = \frac{D_z}{d_z} = \frac{D_{в.к} - 2b'}{2A - D_z} = \frac{D_{в.к} - 2b'}{2A - D_{в.к} - 2b'}, \quad (5\text{-}37)$$

где D_z — диаметр делительной окружности большого зубчатого колеса;

d_z — диаметр делительной окружности шестерни;

$D_{в.к}$ — диаметр ведущего колеса электровоза;

A — централь;

b' — зазор от головки рельса до делительной окружности большого зубчатого колеса.

Так, при переходе от $D_{в.к}$=1 200 *мм* на $D_{в.к}$= 1 250 *мм* можно увеличить передаточное число (при A=585 *мм*, например) с 3,5 до 4,6, т. е. на 30%.

Для двигателя фиг. 5-22 принят $D_{в.к}$=1 250 *мм*, что позволило осуществить достаточно высокое значение силы тяги.

Конструктивно и эксплуатационно рассматриваемый тип двигателя, конечно, имеет ряд недостатков (очень тесное размещение в аксиальном направлении, два коллектора, очень большое число щеток), но по своим параметрам он весьма близок к требуемым эксплуатацией показателям.

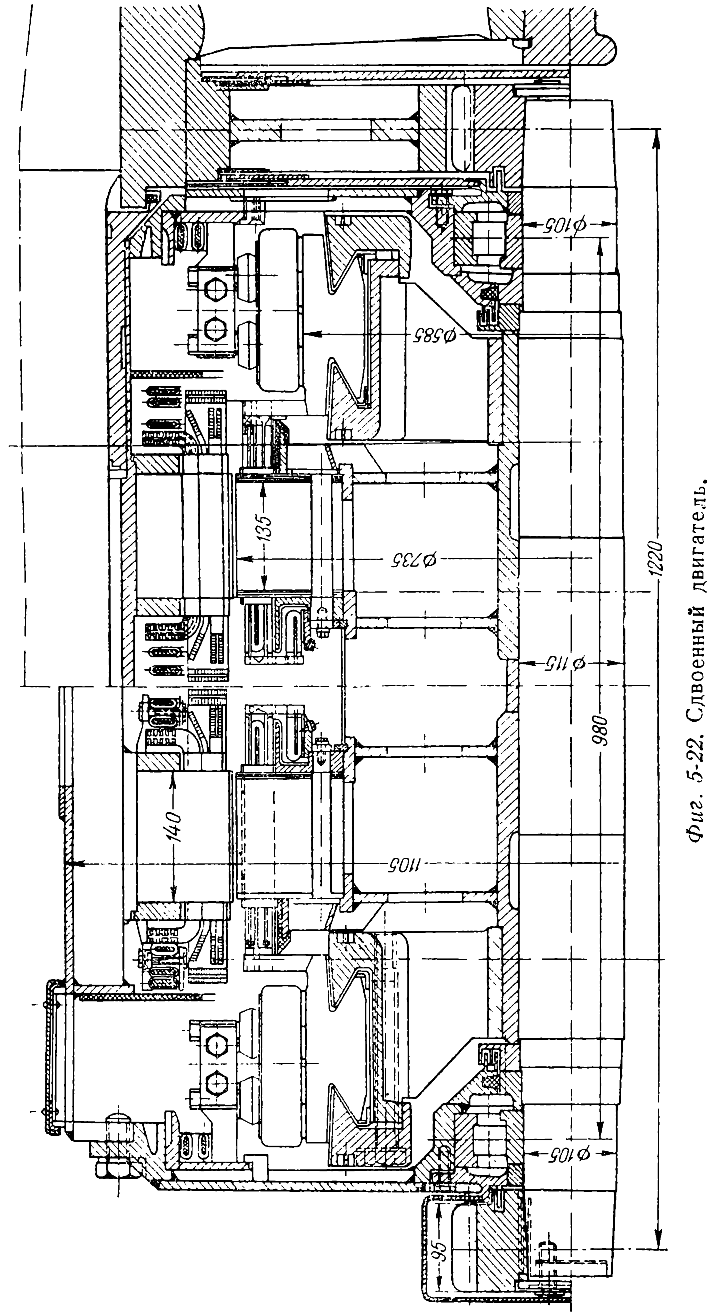
б) Выше указывалось, что предельное значение трансформаторной э. д. с. в короткозамкнутой секции при номинальном режиме составляет около 3 *в*. Однако необходимо помнить, что важна не величина e_t сама по себе, а то напряжение, которое создается между краями щетки и которое, собственно, устанавливает ток короткого замыкания (фиг. 5-23,*а*). Это напряжение между краями щетки в среднем равно:

$$e_щ = \frac{b_щ}{\beta_к} e_t = \gamma e_t, \quad (5\text{-}38)$$

где $b_щ$ — ширина щетки.

Поскольку γ = 2,5—3,0 почти во всех конструкциях, то принято вместо предельного для номинального режима значения $e_щ$ = 8 *в* оперировать с величиной e_t = 3 *в*.

Если ввести в формулу для мощности на пару полюсов (5-32) значе-

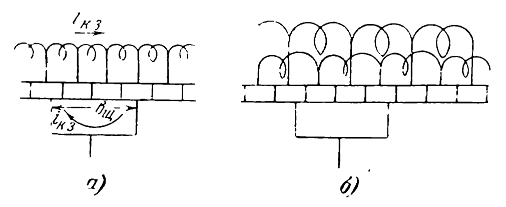


Фиг. 5-22. Сдвоенный двигатель.

ние $e_щ$, то она примет вид:

$$\frac{P}{p}=\frac{Ae_щ v_к}{\pi f \gamma}\frac{D_a}{D_к}10^{-3}[квт]. \quad (5\text{-}39)$$

Представим себе теперь, что мы выполнили на якоре двухходовую петлевую обмотку. Предположим, далее, что щетка в этом случае перекрывает тоже 2,5 — 3,0 пластины



Фиг. 5-23. Коммутация при простой (*а*) и двухходовой (*б*) петлевой обмотке.

(фиг. 5-23,*б*). Так как короткозамкнутая секция присоединена теперь не к соседним пластинам, то в среднем

$$e_щ=\frac{\gamma}{2}e_t. \quad (5\text{-}40)$$

Следовательно, величина трансформаторной э. д. с. может быть взята равной:

$$e_t=\frac{2e_щ}{\gamma}=\frac{2\cdot 8}{(2,5\div 3)}\approx 6\ в.$$

Таким образом, применяя обмотку такого рода, можно взять расчетное значение э. д. с. e_t вдвое больше, чем при простой петлевой обмотке. Формула для мощности на пару полюсов в общем виде имеет вид:

$$\frac{P}{p}=\frac{Ae_щ v_к m}{\pi f \gamma}10^{-3}[квт], \quad (5\text{-}41)$$

где m — коэффициент множественности обмотки (для двухходовой обмотки $m=2$).

При этом э. д. с. обмотки выражается той же формулой (5-31) с введением в нее вместо e_t величины $e_щ=8\ в$:

$$E=\frac{e_щ v_к}{\pi f \beta_к \gamma}. \quad (5\text{-}31')$$

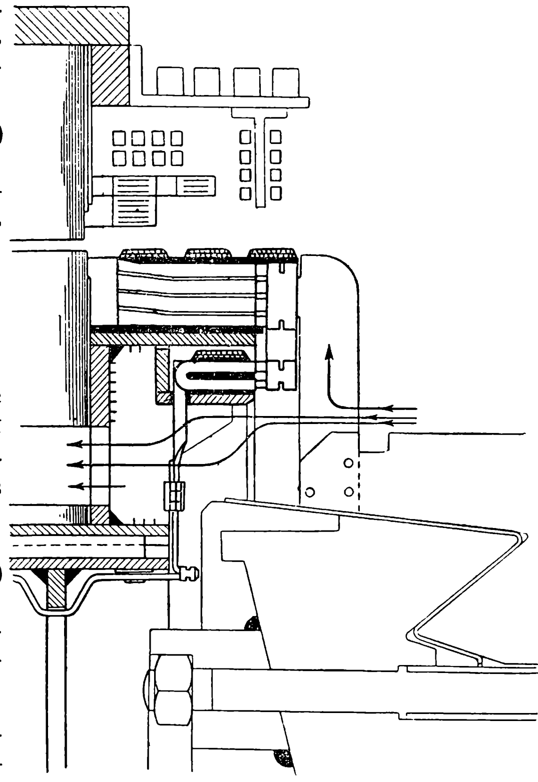
Однако при переходе с простой петлевой на двухходовую петлевую обмотку невозможно поддержать то же значение линейной нагрузки A, поскольку для этого требовалось бы увеличение числа проводников и коллекторных пластин вдвое. Последнее осуществить нельзя ввиду малого значения $\beta_к$ в этих двигателях. В пределах реальных конструктивных возможностей удается довести значение A до 350 *а/см*.

Тогда для значения мощности на пару полюсов при $n=0,7\,n_{макс}$ получаем:

$$\frac{P}{p}=45\cdot\frac{6}{3}\cdot\frac{350}{525}=60\ квт,$$

т. е. на 33% больше, чем при простой петлевой обмотке.

Двигатель такого типа (с двухходовой петлевой обмоткой) требует устройства в обмотке якоря уравнительных соединений 2-го рода (фиг. 5-24).



Фиг. 5-24. Устройство уравнителей 2-го рода.

Увеличение силы тяги на 33% в двигателе с двухходовой петлевой обмоткой позволяет довести ее до 2 700 *кГ* (см. табл. 5-1). Это недостаточно для условий реальной эксплуатации, и по-

этому такие машины вряд ли смогут получить дальнейшее развитие.

в) Выше уже было указано, что величина трансформаторной э. д. с. e_t = 3 *в* между пластинами при номинальном режиме является предельной с точки зрения пусковых условий двигателя. Опыт эксплуатации однофазных двигателей 16²/₃ и 25 *гц* показал, что случайные затруднения при трогании поезда (затяжной пуск с повторными троганиями с места и т. п.) могут приводить к значительным ожогам коллектора. Так, по статистике германских железных дорог средняя цифра пробега двигателей до переточки коллекторов составляет около 300 000 *км*, но колеблется она от 10 000 до 600 000 *км*. Такой разброс может быть вызван только повреждениями коллекторов при неудачных пусковых условиях.

При небольших весах поездов и горных профилях дорог ускорение поезда при трогании с места обычно довольно велико (до 0,1 $м/сек^2$) и зона низких скоростей, при которых трансформаторная э. д. с. плохо компенсируется, проходится быстро. Но условия вождения тяжеловесных поездов на равнинных участках требуют возможно меньших ускорений поезда (до 0,025 $м/сек^2$), так как чем меньше ускорение, тем больший вес поезда может быть взят одним и тем же электровозом.

Электровоз с двигателями, имеющими двухходовую петлевую обмотку, позволял иметь ускорение поезда не ниже 0,06—0,08 $м/сек^2$, что совершенно неприемлемо для современных условий тяги. Поэтому в последнее время разработана еще одна конструкция двигателя, существенно облегчающая пусковые условия. Речь идет о введении сопротивлений между обмоткой и коллектором для снижения тока короткого замыкания в коммутирующейся секции. Еще в самом начале развития тягового электромашиностроения такая конструкция была известна, но оказалась неработоспособной. В настоящее время в измененном виде эта идея появилась снова.

В этой связи прежде всего надо отметить конструкцию моторвагонного двигателя типа WC 431 на 25 *гц* с «проводниками сопротивления» [Л. 15]. Этот двигатель мощностью 170 *квт* выполнен с трансформаторной э. д. с. порядка 5,5 *в*. Нормальная петлевая обмотка якоря имеет головки со стороны коллектора, а концы секций — со стороны, противоположной коллектору, где они посредством скобочек соединяются с проводниками повышенного сопротивления, проходящими по дну пазов к петушкам коллектора. Поскольку по этим проводникам сопротивления ток протекает лишь в момент прохождения пластин, соединенных с ними, под щетками, нагрев их (учитывая большую длину), повидимому, остается в допустимых пределах, а ток короткого замыкания в секции существенно ограничивается, что и дает возможность увеличить значение e_t. Особенно важно здесь то обстоятельство, что положительный температурный коэффициент проводников сопротивления компенсирует отрицательный температурный коэффициент щеточного контакта, что ограничивает возрастание тока короткого замыкания при затяжном пуске.

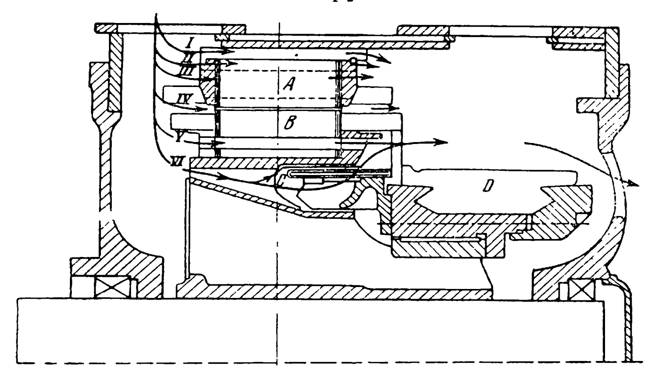
Применение такой конструкции для двигателя на 50 *гц*, конечно, дает возможность существенно улучшить его показатели, однако ценой усложнения конструкции якоря и некоторого уменьшения к. п. д.

Двигатели подобной конструкции типа MS92 построены также для электровозов на 50 *гц* французской железной дороги Nord-Est [Л. 16 и 17].

Трансформаторная э. д. с. взята в них порядка 4,5 *в*, но указанные добавочные сопротивления уменьшают ее величину на щетках до 2 *в*. Мощность на пару полюсов для $n = 0,7\, n_{макс}$ получается при этом порядка 70 *квт*. Машина имеет мощность 700 *квт* при $2p = 18$, напряжение 310 *в* при 3 000 *а* и 950 об/мин и силу тяги 3 500 *кГ*, что является уже более или менее приемлемой величиной для реальных условий эксплуатации.

На фиг. 5-25 представлен эскизный продольный разрез этого двигателя, а на фиг. 5-26 — схема соединений обмотки якоря. Как видно из них, проводники сопротивления, выполненные

подобно якорным секциям, но из сплава медь — никель, располагаются на специальном держателе, прифланцованном к втулке коллектора. С одной стороны эти секции сопротивления посредством петушков соединяются с обмоткой якоря, с другой стороны присоединяются к коллектору. Весь комплект секций сопротивления расположен в специальной полости втулки якоря и обдувается вентилирующим воздухом. Хорошее охлаждение и относительно большая длина проводников сопротивления обеспечивают их удовлетворительную работу с точки зрения нагрева.



Фиг. 5-25. Двигатель с проводниками сопротивления. *A* — статор; *B* — якорь; *C* — проводники сопротивления; *D* — коллектор; *I—VI* — струи охлаждающего воздуха.

Машина выполнена без компенсационной обмотки, что существенно упрощает технологию изготовления статора.

Следует указать, что устройство таких соединений сопротивления оказывается целесообразным только для частоты питающего тока 50 и 25 *гц*, но не для $f = 16^2/_3$ *гц*. Действительно, если в формулу для среднего межсегментного напряжения

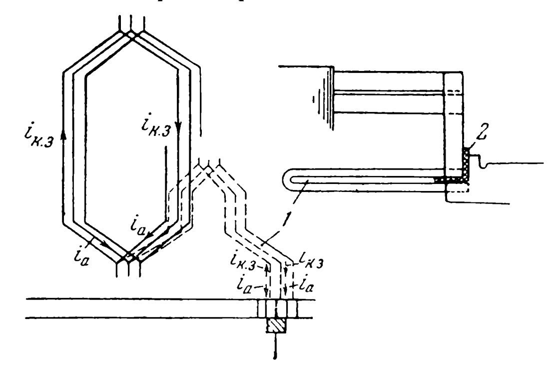
$$e_{ср} \approx \frac{2pE}{K} \qquad (5\text{-}42)$$

подставить значение э. д. с. из (5-31) и произвести некоторые преобразования, то можно найти:

$$e_{ср} \approx \frac{e_t v_к}{\pi f \tau_к}. \qquad (5\text{-}42')$$

Но величина $e_{ср}$ не должна превосходит 20 *в*, каковая цифра соответствует максимальному значению $e_м = 40$ *в* (при полюсном перекрытии $\alpha = 0{,}7$). Поэтому при частоте $f = 50$ *гц* трансформаторная э. д. с. e_t может быть взята до 11 *в* (для $\tau_к = 12$ *см* и $v_к = 3\,500$ *см/сек*, при $f = 25$ *гц* значение $e_t \leqslant 5{,}5$ *в*). При частоте $f = 16\frac{2}{3}$ *гц* величина трансформаторной э. д. с. не может быть повышена сверх значения 3,5 *в*, а потому и проводники сопротивления в данном случае не могуть дать сколько-либо существенного эффекта.

Следует указать, что введение в обмотку якоря проводников сопротивления не увеличивает в общем случае потери в машине и не ухудшает ее к. п. д. Действительно, в случае применения проводников сопротивления трансформаторную э. д. с. можно взять в 2 раза больше, например, чем в нормальной машине. Следовательно, напряжение двигателя удвоится, а ток уменьшится вдвое. В то же время разность между увеличенным значением e_t и его допускаемым на щетках значением (3 *в*) должна быть поглощена в этих сопротивлениях за счет падения напряжения в них от основного тока i_a (фиг. 5-26), поскольку ток короткого замыкания $i_{к.з}$ лишь уменьшает падение напряжения в одном сопротивлении и увеличивает в другом.



Фиг. 5-26. Схема обмотки с проводниками сопротивления.
1 — проводники сопротивления; *2* — изоляция.

Поэтому в рассматриваемом случае переходные потери на коллекторе

($\approx 3I$) уменьшаются вдвое, но зато появятся потери в проводниках сопротивления, равные $(e_t - 3)\ I = 3I$. Суммарные потери в машине, очевидно, не изменятся сравнительно с нормальной.

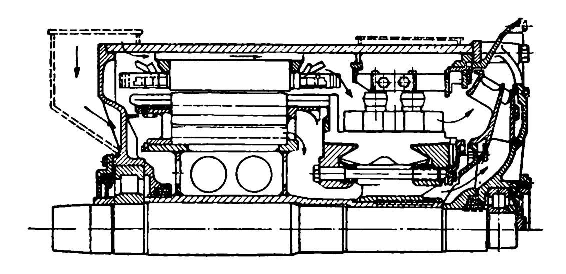
Некоторое уменьшение к. п. д. двигателя в случае применения соединений сопротивления может иметь место за счет возрастания потока добавочного полюса, увеличения индуктивности его обмотки и связанного с этим увеличения потерь в шунтирующем обмотку добавочных полюсов сопротивлении.

При выполнении двигателя без компенсационной обмотки также существенно увеличивается индуктивность обмотки добавочных полюсов, что влечет за собой значительное возрастание потерь в шунтирующем ее сопротивлении и снижение к. п. д. и $\cos\varphi$ машины.

Поэтому выполнение машины без компенсационной обмотки целесообразно только при малом значении полюсного деления (т. е. при большом числе полюсов) и, по возможности, небольшой величине линейной нагрузки A, т. е. при минимальном числе витков обмотки добавочного полюса.

г) Применительно к железным дорогам Советского Союза однофазные коллекторные двигатели вряд ли найдут применение в области тяжелой электровозной тяги по изложенным выше причинам.

Однако использование их для моторвагонной тяги более вероятно, поскольку требующаяся мощность может быть достигнута даже при применении нормального двигателя. В то же время выпрямительная схема (игнитронная) в условиях моторных вагонов имеет



Фиг. 5-27. Двигатель типа АВЕМ-655.

ряд недостатков, связанных с расположением оборудования под вагоном в условиях сурового климата.

Повидимому будет целесообразно строить такого рода однофазные коллекторные тяговые двигатели, либо применяя конструкцию с проводниками сопротивления, либо ограничивая в начале пуска величину силы тяги (применение двухходовой обмотки едва ли будет эффективно в таких машинах, имеющих относительно небольшую мощность).

Возможно, что окажется допустимым увеличить значение трансформаторной электродвижущей силы e_t за счет применения разрезных щеток (§ 3-8). Этот вопрос еще недостаточно изучен, но работы по нему ведутся.

Поскольку конструкция такого моторвагонного самовентилированного тягового двигателя представляет актуальный интерес, на фиг. 5-27 приведен продольный разрез одной из последних машин такого типа (АВЕМ-655 на частоту $16^2/_3$ *гц*, часовой мощностью 375 *квт* при 1 300 об/мин.). Этот двигатель имеет 10 полюсов, диаметр коллектора 470 *мм*, выполнен компенсированным с осевой подвеской и весит 2 700 *кг*.

ГЛАВА ШЕСТАЯ

ТЯГОВЫЕ БЕСКОЛЛЕКТОРНЫЕ МАШИНЫ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

В настоящее время с достаточной ясностью определились перспективные системы конструкций подвижного состава переменного тока с частотой 50 *гц*. Видимо, наиболее целесообразным является применение схем с выпрямителями (игнитронными или другими) и тяговыми двигателями постоянного тока, хотя применительно к моторным вагонам размещение выпрямительного оборудования под вагоном и условия его работы там не совсем благоприятны. Поэтому применение для этих экипажей однофазных коллекторных двигателей, повидимому, также целесообразно.

Определенные технические преимущества имеются в так называемой системе однофазно-трехфазного тока, при которой однофазный ток контактной сети преобразуется расщепителем фаз в трехфазный и затем через преобразователь частоты подается на короткозамкнутые асинхронные тяговые двигатели. Возможность непрерывного регулирования частоты при такой схеме позволяет получить любую скорость вращения тяговых двигателей и, кроме того, придать их характеристикам желательную форму. Элементарно простые, не требующие практически никакого обслуживания тяговые двигатели получаются при этом очень легкими, что частично компенсирует наличие сложного электромашинного электрооборудования в кузове электровоза.

Несомненный интерес представляет также предложенная акад. М. П. Костенко система однофазно-трехфазного (или двухфазного) тока с коллекторными генераторами переменного тока, позволяющими также непрерывное регулирование частоты тока, питающего тяговые двигатели.

Обычная схема генератор — двигатель переменно-постоянного тока не представляет каких-либо технических затруднений и эксплуатационно весьма надежна. Возможно, что она окажется целесообразной в некоторых случаях (например, при необходимости переоборудования тепловозов в электровозы), хотя сравнительно с выпрямительной схемой она, конечно, неконкурентоспособна.

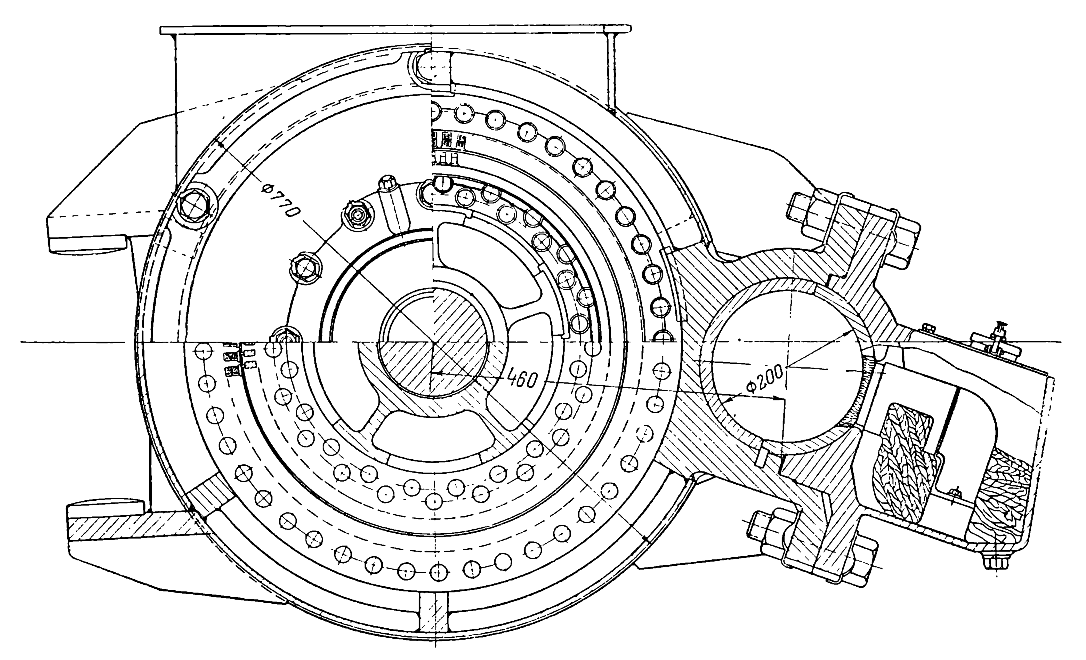
Ниже рассматриваются электрические тяговые бесколлекторные машины переменного тока, применяемые в указанных схемах, а также в некоторых других системах тяги на переменном токе.

6-1. АСИНХРОННЫЕ ТЯГОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ

На первоначальной стадии развития электрической тяги широко применялись (в Италии) трехфазные многоскоростные асинхронные тяговые двигатели с фазовым ротором [Л. 18]. По ряду причин в настоящее время фазовые асинхронные тяговые двигатели не применяются. Одной из таких причин является сложность конструкции ротора, делающая их сравнимыми с двигателями постоянного тока (особенно при многоскоростном исполнении). Поэтому мы не останавливаемся на этих машинах, представляющих сейчас лишь исторический интерес.

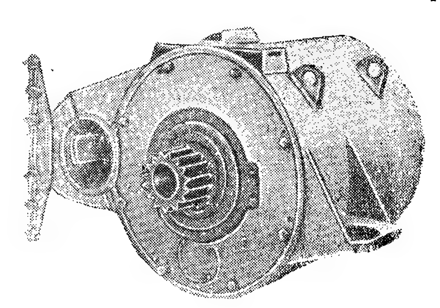
Что касается короткозамкнутого тягового асинхронного двигателя, то конструкция его предельно проста (фиг. 6-1). Стальной пакет статора сидит на ребрах станины, будучи зажат нажимными шайбами, удерживаемыми шпон-

1140



Фиг. 6-1. Тяговый асинхронный короткозамкнутый двигатель.

ками. Обмотка статора укладывается в открытые пазы и выполняется обычно из прямоугольной изолированной меди ПСД. Изоляция ее подобна таковой же для ротора однофазного коллектора двигателя (§ 5-1, фиг. 5-5), а толщина подбирается по величине напряжения (максимальное значение) — см. § 3-4. Стальной пакет ротора зажат на втулке между двумя нажимными шайбами, одна из которых



Фиг. 6-2. Общий вид тягового асинхронного короткозамкнутого двигателя.

упирается в борт втулки, а другая удерживается кольцевой или сегментными шпонками. Кожух станины выполнен из листовой стали. Обмотка ротора выполняется либо сварная из латуни с медными кольцами (фиг. 6-1), либо с заливкой сплавом повышенного сопротивления.

Конструкция подшипниковых узлов ничем не отличается от таковой же для тяговых двигателей постоянного тока. Независимая вентиляция таких двигателей осуществляется продувкой воздуха сквозь машину двумя параллельными струями через вентиляционные каналы стали статора и между кожухом и стальным пакетом статора и через вентиляционные каналы ротора.

На фиг. 6-2 представлен общий вид такого тягового асинхронного короткозамкнутого двигателя длительной мощностью 430 *квт* при 1 050 об/мин, весом всего 1 700 *кГ*, что дает удельный вес 4,25 *кГ/кГм* (французский электровоз).

Как известно, формула для максимального вращающего момента асинхронного двигателя

$$M_{макс}=0{,}008\frac{m_1 U_1^2 p}{\left(r_1+\sqrt{r_1^2+x_к^2}\right)f_1}\ [кГм], \tag{6-1}$$

где m_1 — число фаз статорной обмотки;
U_1 — фазовое напряжение статорной обмотки, *в*;
p — число пар полюсов;
f_1 — частота питающего тока, *гц*;
r_1 — активное сопротивление фазы обмотки статора, *ом*;
$x_к$ — суммарное индуктивное сопротивление фазы обмотки статора и ротора

$$x_к = x_1' + x_2'', \tag{6-2}$$

где x_1' — индуктивное сопротивление фазы обмотки статора, приведенное к схеме с вынесенным на зажимы сети намагничивающим контуром

$$x_1' = \sigma_1 x_1, \tag{6-3}$$

где σ_1 — коэффициент рассеяния

$$\sigma_1 = 1 + \frac{x_1}{x_\mu}, \tag{6-4}$$

где x_μ — индуктивное сопротивление намагничивающего контура:

$$x_\mu = \frac{E_1}{I_\mu}, \tag{6-5}$$

где E_1 — э. д. с. фазы обмотки статора:

$$E_1 = U_1 - I_\mu x_1, \tag{6-6}$$

где I_μ — намагничивающий ток фазы обмотки статора;
x_2'' — индуктивное сопротивление фазы обмотки ротора, приведенное к обмотке статора и к схеме с вынесенным на зажимы сети намагничивающим контуром:

$$x_2'' = x_2 \sigma_1^2 \Delta, \tag{6-7}$$

Δ — коэффициент приведения для короткозамкнутого ротора:

$$\Delta = \frac{4 p m_1 w_1^2 k_{w1}}{Z_2}, \tag{6-8}$$

где w_1 — число витков фазы обмотки статора;
k_{w1} — обмоточный коэффициент фазы обмотки статора;
z_2 — число пазов ротора.

Поскольку величина индуктивного сопротивления обмоток $x_к \equiv f$, а величина активного сопротивления r_1 для крупных машин обычно незначительна сравнительно с $x_к$, то для сохранения приблизительно постоянной величины максимального момента $M_{макс}$ при регулировании скорости изменением частоты, должно выдерживаться соотношение

$$\frac{U_1}{f_1} = \text{const}. \tag{6-9}$$

Так как поток машины равен:

$$\Phi = \frac{E_1 \cdot 10^8}{4{,}44\, f_1\, w_1\, k_{w1}}, \tag{6-10}$$

то соблюдение соотношения (6-9) означает сохранение в машине при регулировании частотой постоянной величины магнитного потока, что, конечно, целесообразно с точки зрения ее использования.

Характеристики двигателя при частотном регулировании могут быть найдены из круговых диаграмм, построенных для каждого значения f_1, вычислены по исходной формуле

$$M = 0{,}016 \frac{m_1 U_1^2 p \dfrac{r_2''}{s}}{\left[\left(r_1 + \dfrac{r_2''}{s}\right)^2 + x_к^2\right] f_1} \; [кГм], \tag{6-11}$$

где r_2'' — активное сопротивление фазы обмотки ротора, приведенное к обмотке статора и к схеме с вынесенным на зажимы сети намагничивающим контуром

$$r_2'' = r_2 \sigma_1^2 \Delta; \tag{6-12}$$

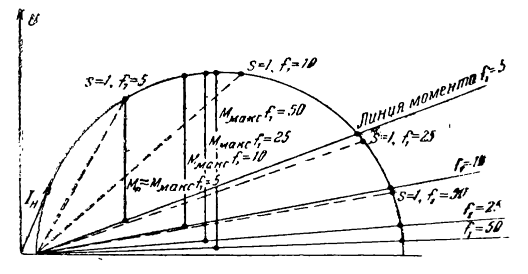
s — скольжение, или с некоторым приближением определены по формуле

$$M = M_{макс} \frac{2}{\dfrac{s}{s_{макс}} + \dfrac{s_{макс}}{s}}, \tag{6-13}$$

где скольжение при максимальном моменте

$$s_{макс} = \frac{r_2''}{\sqrt{r_1^2 + x_к^2}}. \tag{6-14}$$

В целях получения более или менее удовлетворительного распределения нагрузок между параллельно работающими тяговыми двигателями величина скольжения при номинальном режиме должна быть порядка 4%. Поэтому обмотку ротора, как уже выше указывалось, целесообразно выполнять из латуни или сплава силумина и меди (96 и 4%), имеющих проводимость в холодном состоянии $\gamma \approx 15$ *м/ом·мм²*. Конечно, такое мероприятие вызывает



Фиг. 6-3. Круговая диаграмма при разных значениях f_1.

некоторое увеличение потерь в роторе и, следовательно, повышение его нагрева, но зато придает характеристикам двигателя более крутую форму.

На фиг. 6-3 показана круговая диаграмма двигателя при нескольких значениях величины частоты питающего тока f_1 и таких значениях напряжения, чтобы удовлетворялось (6-9). При этом диаметр окружности диаграммы

$$D_к = \frac{U_1}{x_к} \tag{6-15}$$

не меняется. Также не меняется и масштаб момента, и поэтому величины моментов при разных частотах f_1 могут сравниваться в пределах данной круговой диаграммы непосредственно. Из фиг. 6-3 усматривается некоторое снижение максимального момента при уменьшении f_1, вытекающее из (6-1). Кроме того, из этой же диаграммы видно, что пуск двигателя при малой величине f_1 (5 *гц* на диаграмме) происходит с относительно небольшим пусковым током и пусковым моментом, равным максимальному.

Для вычисления индуктивных сопротивлений обмоток двигателя определяются проводимости потоков рассеяния обмоток на 1 *см* длины стального пакета.

Проводимость пазовой части (фиг. 5-5)

$$\lambda_n = \mu_0 \left(\frac{2h_1}{a+b_z} + \frac{h_0}{a} + \frac{h_2}{3b_z} \right) k_y, \quad (6\text{-}16)$$

где коэффициент k_y, учитывающий снижение реактивности из-за укорочения шага обмотки, может быть с достаточной точностью принят равным этому укорочению

$$k_y \approx \beta = \frac{y_z}{Z} 2p,$$

где y_z — шаг обмотки;
Z — число пазов;
$2p$ — число полюсов.

Проводимость по коронкам зубцов (двойное рассеяние)

$$\lambda_\kappa = \mu_0 \frac{D_a k_w^2}{3{,}75\, Z \delta k_\delta}, \quad (6\text{-}17)$$

где D_a — диаметр расточки статора, *см*;
Z — число пазов статора (ротора);
δ — зазор, *см*;
k_δ — коэффициент воздушного зазора.

Для ротора $k_w = 1$.

Проводимость лобовых частей обмотки, отнесенная к 1 *см* длины стального пакета, с достаточной точностью может быть определена для статора по формуле

$$\lambda_{л.с} = \mu_0 0{,}4 \frac{q_1}{l_a} \beta\tau, \quad (6\text{-}18)$$

где q_1 — число пазов статора на полюс—фазу;
l_a — длина стального пакета, *см*;
τ — полюсное деление по расточке статора, *см*;
β — укорочение шага обмотки.

То же для ротора

$$\lambda_{л.р} = \mu_0 0{,}07 \frac{D_a Z_2}{l_a p^2}, \quad (6\text{-}19)$$

где Z_2 — число пазов ротора.

Суммарная проводимость

$$\lambda = \lambda_n + \lambda_\kappa + \lambda_л. \quad (6\text{-}20)$$

Индуктивное сопротивление фазы обмотки статора

$$x_1 = 1{,}25 \cdot 10^{-7} f_1 \frac{w_1^2 l_a}{p q_1} \lambda_c, \quad (6\text{-}21)$$

а ротора (при частоте f_1)

$$x_2 = 0{,}63 \cdot 10^{-7} f_1 \frac{l_a}{p} \lambda_p. \quad (6\text{-}22)$$

Активное сопротивление фазы обмотки статора r_1 не представляет труда определить обычными методами.

Сопротивление фазы короткозамкнутой обмотки ротора определяют по формуле

$$r_2 = \frac{1}{p} \left(r_{cm} + R_\kappa \right), \quad (6\text{-}23)$$

где r_{cm} — активное сопротивление стержня обмотки;
R_κ — активное сопротивление соответствующей части кольца (медного)

$$R_\kappa = 0{,}0035 \cdot 10^{-4} \frac{D_a Z_2}{q_\kappa p^2}, \quad (6\text{-}24)$$

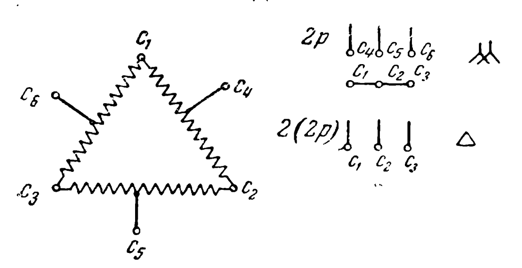
где q_κ — площадь поперечного сечения кольца, *см*².

Остановимся на случае выполнения асинхронного короткозамкнутого двигателя в качестве двухскоростного. Здесь могут представиться два случая:

а) двигатель имеет на статоре две независимые друг от друга обмотки с разным числом полюсов. Обмотка с меньшим числом полюсов укладывается обычно на дно паза, с большим числом полюсов — у шлица. Размеры паза по высоте делаются при этом значительно больше, чем в нормальных машинах, за счет уменьшения диаметра расточки при том же внешнем диаметре стали статора. При такой двухобмоточной машине можно, очевидно, выбрать любое соотношение числа полюсов, что и является ее решающим преимуществом.

б) При трехфазном питании может быть применено включение по схеме Даландера (фиг. 6-4), при которой обмотка двигателя включается в треугольник (большее число полюсов) или звезду (меньшее число полюсов). В этом случае обмотка имеет лишь шесть выводов и при включении на то или другое число полюсов работает вся медь обмотки в отличие от двухобмоточной машины. Однако, помимо того, что соотношение между большим и меньшим числом полюсов здесь можно иметь только равным двум (напри-

мер, $2p = {}^4/_8$, ${}^6/_{12}$ и т. д.), использование машины будет меньше, чем нормальной, что связано, как известно, с тем обстоятельством, что диаметральный шаг обмотки для большего числа



Фиг. 6-4. Схема Даландера.

полюсов будет иметь укорочение $\beta = 0{,}5$ для меньшего числа полюсов. В то же время для большего числа полюсов обмотка занимает фазную зону 120° (вместо 60°), что означает существенное уменьшение обмоточного коэффициента.

Поток машины при $2p$ (⅄⅄), когда $\beta = 0{,}5$ и $k_{w1} \approx 0{,}68$:

$$\Phi_{(2p)} = \frac{U_л}{\sqrt{3}\,\frac{w_1}{2}\,0{,}68} = 1{,}7\,\frac{U_л}{w_1},$$

где $U_л$ — линейное напряжение.

Поток при $2(2p)$, т. е. при соединении в △, когда $k_{w1} \approx 0{,}83$:

$$\Phi_{2(2p)} = \frac{U_л}{w_1 0{,}83} = 1{,}2\,\frac{U_л}{w_1}.$$

Так как полюсное деление в последнем случае в 2 раза меньше, чем в первом, то индукция в зубцах и воздухе

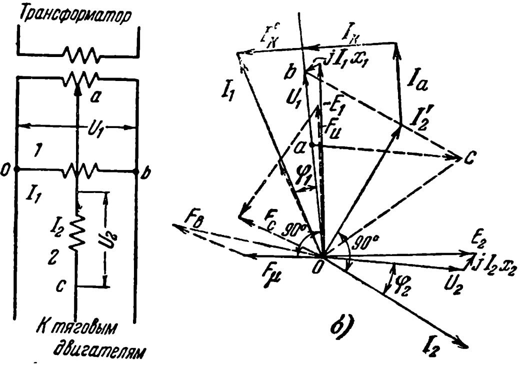
$$B_{(2p)} \approx 0{,}7 B_{2(2p)}.$$

Следовательно, принимая при $2(2p)$ индукцию в зубцах $B_z = 18\,000$ *гс*, при $2p$ получим $B_z = 12\,500$ *гс*, что означает ухудшение использования на 30—35%. В то же время при $2(2p)$ спинка статора не использована по насыщению, так как поток в ней составляет лишь 70% от потока при $2p$. Поэтому использование однообмоточной машины с переключением по схеме Даландера не так уже сильно отличается от использования двухобмоточной машины, что следует иметь в виду при выборе той или иной системы переключения числа полюсов.

Величины максимальных моментов при переключении по схеме Даландера мало отличаются друг от друга на разных скоростях, что является ее преимуществом перед другими схемами.

6-2. СИНХРОННЫЙ ФАЗОРАСЩЕПИТЕЛЬ

Для преобразования однофазного переменного тока, получаемого из контактной сети, в трехфазный служит машина, называемая фазорасщепителем. Она представляет собой синхронную машину, на статоре которой уложены две обмотки, сдвинутые на 90° эл. друг относительно друга. Одна из обмоток (*1*) подключена к трансформатору, другая (*2*) — примерно к средней точке вторичной обмотки трансформа-



Фиг. 6-5. Схема (*а*) и векторная диаграмма (*б*) синхронного фазорасщепителя.

тора *а* (иногда к соответствующей точке первой обмотки) (фиг. 6-5,*а*). Числа витков обеих обмоток делаются либо равными, либо вторая обмотка выполняется с несколько меньшим числом витков (около $0{,}9\,w_1$). Что касается точки присоединения *а*, то о ней будет сказано несколько ниже. Ротор машины имеет полюсную систему, питаемую постоянным током, и успокоительную клетку.

При вращении ротора в обмотках *1* и *2* возникает э. д. с. E_1 и E_2, сдвинутые одна относительно другой на 90° эл. (фиг. 6-5,*б*):

$$E_1 = 4{,}44 \Phi f w_1 k_w \cdot 10^{-8};$$

$$E_2 = 4{,}44\,\Phi f w_2 k_w \cdot 10^{-8}.$$

По второй обмотке проходит ток I_2, являющийся линейным током, потребляемым трехфазными тяговыми двигателями, причем сдвиг фаз между U_2 и I_2 определяется параметрами и режимом этих тяговых двигателей. Вычитая из вектора E_2 вектор индуктивного падения напряжения в обмотке jI_2x_2, получим ее напряжение U_2 (активным падением напряжения пренебрегаем из-за малости его).

Поскольку ток I_2 является генераторным, то обмотка *1* должна потреблять из сети двигательный ток I_2', компенсирующий тормозящий момент тока I_2. Очевидно, что

$$I_2' = I_2 \frac{w_2}{w_1}, \qquad (6\text{-}25)$$

где w_1 — число витков обмотки *1*;
w_2 — число витков обмотки *2* (обмоточные коэффициенты k_{w1} и k_{w2} обеих обмоток считаем равными).

Ток I_2' опережает по фазе ток I_2 на 90°, так как только при этом выполняется условие равенства моментов

$$\overline{E}_2\overline{I}_2 = \overline{E}_1\overline{I}_2'.$$

Кроме этого тока, фазорасщепитель забирает из сети активный ток I_a, покрывающий потери в стали, механические и в успокоительной клетке машины, а также нагрузку на валу, если таковая имеется:

$$I_a = \frac{P_{x.x} + P_в}{U_1}, \qquad (6\text{-}26)$$

где $P_{x.x}$ — потери в стали, механические и в успокоительной клетке, *вт* (их можно принять равными 3 — 5% от мощности тяговых двигателей);
$P_в$ — нагрузка на валу, *вт*.

Вектор тока I_a откладывается в фазе с напряжением на первичной обмотке U_1.

Для компенсации угла сдвига фаз в фазорасщепителе первичная обмотка должна, кроме того, поглощать опережающий реактивный ток $I_к$ (фиг. 6-5,*б*), а для компенсации реактивного отстающего тока тяговых двигателей, поступающего к ним, помимо обмотки *2*, — ток $I_к'$. Оба эти тока опережают напряжение U_1 на 90°. Так как активная мощность приключенных к фазорасщепителю тяговых двигателей составляет:

$$P_a = \sqrt{3}\, U_1 I_2 \cos\varphi_2, \qquad (6\text{-}27)$$

а реактивная

$$P_p = \sqrt{3} U_1 I_2 \sin\varphi_2, \qquad (6\text{-}27')$$

а напряжение вторичной обмотки U_2 близко к значению

$$U_2 \approx \frac{\sqrt{3}}{2} U_1,$$

то

$$P_a \approx 2U_2 I_2 \cos\varphi_2. \qquad (6\text{-}28)$$

Следовательно, через вторичную обмотку передается приблизительно половина мощности, потребляемой тяговыми двигателями ($U_2 I_2 \cos\varphi_2$), а вторая половина проходит непосредственно от трансформатора, минуя фазорасщепитель.

Поэтому ток

$$I_к' = I_2 \sin\varphi_2 \frac{\sqrt{3}}{2}, \qquad (6\text{-}29)$$

как это следует из уравнения (6-27').

Сумма векторов I_2', I_a, $I_к$ и $I_к'$ дает вектор тока I_1 в первой обмотке фазорасщепителя. Перпендикулярно вектору тока I_1 может быть построено индуктивное падение напряжения в первичной обмотке jI_1x_1 и определен вектор U_1. Из сказанного следует, что векторную диаграмму фиг. 6-5 приходится строить методом последовательных приближений, что, однако, не представляет особых затруднений.

Перенося вектор U_2 в точку *a*, лежащую на векторе U_1, получим треугольник *Obc*, определяющий напряжение трехфазной системы.

Местоположение точки *a* обмотки трансформатора и число витков w_2 обмотки *2* подбираются таким образом, чтобы получить возможно более симметричную систему трехфазных напряжений при заданных условиях нагрузки.

Ясно, что при изменении нагрузки в ту или иную сторону условия симмет-

рии системы нарушаются. С целью поддержания симметрии применяется обычно переключение местоположения точки *a* или включаются специальные, так называемые делительные катушки [Л. 19]. Построив диаграмму фиг. 6-5,*б* и получив по ней треугольник напряжений *Obc*, можно найти составляющие прямой и обратной последовательностей напряжений и проверить эффект от нарушения симметрии.

Поскольку в обмотках *1* и *2* фазорасщепителя протекают разные по величине токи, сдвинутые один относительно другого на угол, не равный 90° эл., в машине наряду с синхронным полем реакции якоря возникает инверсное поле. Учитывая, что в обмотке *1* протекает двигательный ток, а в обмотке *2* — генераторный, найдем, что синхронная н. с. реакции якоря (на полюс) будет равна:

$$F_c = \frac{1}{2p}\,0{,}9\,(I_1 w_1 k_w - jI_2 w_2 k_w), \qquad (6\text{-}30)$$

поскольку при указанных условиях F_c является н. с. обратной последовательности. Построение F_c показано на фиг. 6-5,*б*. Складывая F_c с намагничивающей силой F_μ, определенной по потоку Ф, получим нужную н. с. обмотки возбуждения $F_в$.

Что касается н. с. инверсного поля, то она, являясь в указанных условиях н. с. прямой последовательности, определяется по формуле

$$F_u = \frac{1}{2p}\,0{,}9\,(I_1 w_1 k_w + jI_2 w_2 k_w). \qquad (6\text{-}31)$$

Построение F_u также показано на фиг. 6-5,*б*. Эта инверсная н. с. практически полностью гасится успокоительной клеткой ротора, н. с. которой равна (на полюс):

$$F_y = \frac{1}{2p}\,0{,}9m\,(I_y p)\,k_{wy} w_y, \qquad (6\text{-}32)$$

где I_y — ток в стержне успокоительной клетки, *a*;

w_y — число витков фазы успокоительной клетки: $w_y = \frac{1}{2}$;

m — число фаз успокоительной клетки: $m = \frac{Z_y}{p}$.

Z_y — число стержней успокоительной клетки;

k_{wy} — обмоточный коэффициент успокоительной клетки ($k_{wy} = 1$).

Из (6-31) и (6-32) можно найти ток в стержне клетки

$$I_y = p\,\frac{F_u}{0{,}45 Z_y}. \qquad (6\text{-}33)$$

Ток в короткозамыкающем кольце успокоительной клетки

$$I_{кольца} = \frac{I_y}{2\sin\frac{\pi p}{Z_y}}. \qquad (6\text{-}34)$$

Потери в успокоительной клетке находятся по формуле

$$P_y = (pI_y)^2\, r_2 \left(\frac{Z_y}{p}\right), \qquad (6\text{-}35)$$

где сопротивление фазы успокоительной клетки r_2 определяется по (6-23).

Кроме рассмотренной системы выполнения фазорасщепителя, надо еще упомянуть о конструкции фазопреобразователя системы Кандо. Эта машина имеет на статоре две обмотки: одну однофазную, получающую питание от сети и работающую в двигательном режиме, другую — многофазную, работающую в генераторном режиме и питающую тяговые двигатели. Некоторые преимущества этой системы вряд ли оправдывают значительное усложнение конструкции машины сравнительно с рассмотренной системой, особенно в ее конкретном исполнении для венгерских электровозов [Л. 18].

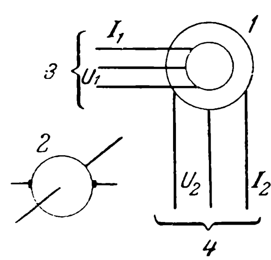
6-3. ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ ЧАСТОТЫ

Полученный от фазорасщепителя трехфазный ток частотой 50 *гц* трансформируется в преобразователе частоты в такой же трехфазный ток, но с меняющейся величиной частоты, обычно от 0 до 2,5 f_1.

Преобразователь частоты представляет собой асинхронную машину с контактными кольцами, приводимую во вращение с нужной скоростью (или затормаживаемую до нужной скоро-

сти) при помощи спаренной с ней приводной машины (фиг. 6-6). Эта приводная машина может быть специальным компенсированным двигателем постоянного тока с широкой регулировкой скорости.

Обычно питание тяговых двигателей производится от статорной обмотки, а роторная обмотка соединяется



Фиг. 6-6. Схема преобразователя частоты.

1 — преобразователь; *2* — приводная машина; *3* — к фазорасщепителю; *4* — к тяговым двигателям.

с фазорасщепителем, как это показано на фиг. 6-6.

Обозначим:

Φ — магнитный поток;

f_1 — частота тока, питающего преобразователь ($f_1 = 50$ *гц*);

f_2 — частота тока со стороны статора;

w_1 — число витков фазы обмотки ротора;

w_2 — число витков фазы обмотки статора;

n_1 — скорость вращения магнитного поля преобразователя относительно ротора:

$$n_1 = \frac{60 f_1}{p} \text{ об/мин};$$

n_2 — скорость вращения ротора преобразователя;

P — мощность, потребляемая тяговыми двигателями при заданном моменте вращения.

Частота тока со стороны статора определяется следующей формулой:

$$f_2 = f_1 \left(1 + \frac{n_2}{n_1}\right). \tag{6-36}$$

Электродвижущая сила ротора равна:

$$E_1 = 4{,}44 \Phi f_1 w_1 k_{w1} \cdot 10^{-8}.$$

Электродвижущая сила статора

$$E_2 = 4{,}44 \Phi f_2 w_2 k_{w2} \cdot 10^{-8}.$$

Если ротор преобразователя неподвижен, т. е. если машина является простым трансформатором, вся мощность, потребляемая тяговыми двигателями, передается через преобразователь электромагнитным путем посредством вращающегося магнитного поля, имеющего мощность P_s. При любой скорости вращения ротора преобразователя мощность P_s остается постоянной:

$$P_s = P \frac{f_1}{f_2}. \tag{6-37}$$

Если ротор вращается в ту же сторону, что и поле, то частота э. д. с., индуктированной в статоре, увеличивается, что вызывает увеличение скорости вращения тяговых двигателей. При постоянном моменте, развиваемом ими, это означает увеличение потребляемой мощности, т. е. мощности, проходящей через преобразователь.

Эта дополнительная мощность должна быть подведена механически — приводным двигателем. Она равна:

$$P_{мех} = P \left(1 - \frac{f_1}{f_2}\right). \tag{6-38}$$

Наоборот, если ротор будет вращаться в сторону, противоположную полю, то частота э. д. с., индуктированной в статоре, будет уменьшаться, что вызовет уменьшение скорости вращения тяговых двигателей и, следовательно, снижение потребляемой ими мощности. Поэтому преобразователь будет отдавать часть получаемой им от фазорасщепителя мощности на вал, т. е. будет работать в этом диапазоне регулирования двигателем.

Сказанное можно выразить уравнением

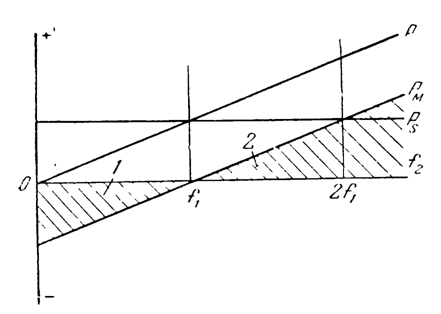
$$P = P_s + P_{мех} = P \frac{f_1}{f_2} + P \left(1 - \frac{f_1}{f_2}\right) \tag{6-39}$$

и графиком, показанным на фиг. 6-7.

Уравнение (6-38) дает возможность определить требуемую мощность приводной машины преобразователя частоты и режим ее работы при заданной силе тяги экипажа.

Величина тока, протекающего в обмотке статора преобразователя часто-

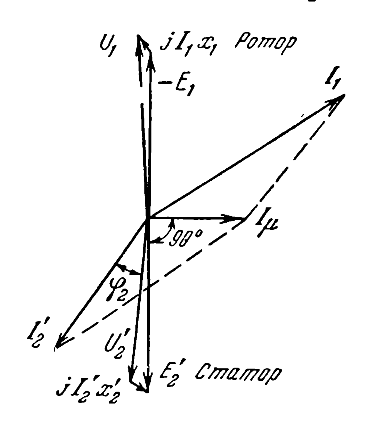
ты (схема фиг. 6-6), определяется, очевидно, током, потребляемым тяговыми двигателями. На фиг. 6-8 показана векторная диаграмма преобразователя частоты. Угол φ_2 между напряжением U'_2 и I'_2 задается режимом тяговых двигателей и, как видно из круговой диаграммы фиг. 6-3, мало меняется для токов от 100 до 200% номинального (значения параметров обмотки статора приводятся к обмотке ротора, являющейся в данном случае первичной стороной машины).



Фиг. 6-7. Мощность преобразователя при постоянном моменте тяговых двигателей.

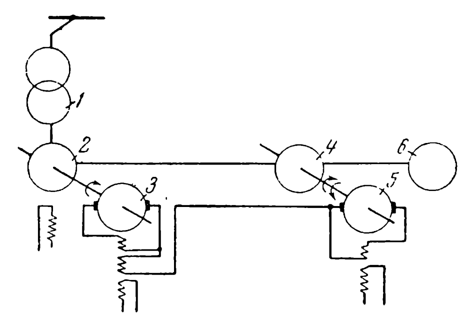
1 — преобразователь работает двигателем, приводная машина - генератором; *2* — преобразователь работает в режиме тормоза, приводная машина—двигателем.

Величина тока в обмотке ротора I_1 является суммой тока I'_2 и тока намагничивания I_μ, определяемого по потоку Ф. Далее может быть найдено приложенное к ротору преобразователя напряжение U_1. Как и для фазорасщепителя, векторная диаграмма фиг. 6-8 может быть быстро построена методом последовательных приближений.



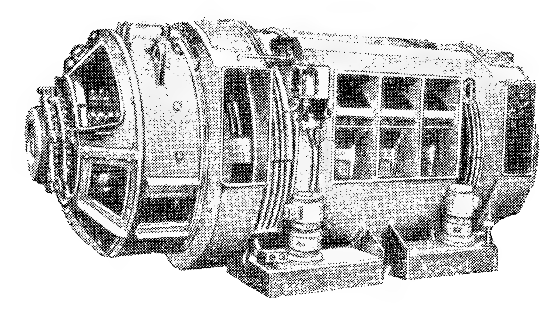
Фиг. 6-8. Векторная диаграмма преобразователя частоты.

На фиг. 6-9 изображена принципиальная однолинейная схема французских электровозов с системой частотного регулирования, машины которой описаны выше. Вращение преобразователя частоты с той или иной скоростью и изменение направления его вращения осуществляются за счет регулирования возбуждения машин постоянного тока. Введение в возбуждение машины постоянного тока № 1 последовательной обмотки позволяет получить автоматическое уменьшение частоты, подаваемой на тяговые двигатели при увеличении их нагрузки, т. е. придать характеристикам их некоторую крутизну, обеспечивающую меньшую перегружаемость по мощности при увеличении сопротивления движения.



Фиг. 6-9. Схема регулирования французских электровозов.

1 — трансформатор; *2* — фазорасщепитель; *3* — приводная машина № 1; *4* — преобразователь частоты; *5* — приводная машина № 2; *6* — тяговые двигатели.



Фиг. 6-10. Преобразовательный агрегат.

Упомянутый электровоз (шестиосный) развивает длительную силу тяги на ось около 4 000 *кГ* и имеет вес обоих преобразовательных агрегатов 26,6 *т* при весе тяговых двигателей 10,3 *т*. Регулирование частоты ведется от нуля до 135 *гц*.

Фазорасщепитель имеет число полюсов $2p=6$, преобразователь частоты $2p=8$. Представляет интерес сравнение веса машин этого электровоза с таковыми же двигатель-генераторного электровоза, имеющего ту же силу тяги и то же число осей, где преобразовательный агрегат (фиг. 6-10) весит 20,5 *т*, а тяговые двигатели 10 *т*.

На электровозах венгерских железных дорог системы Кандо применяется преобразователь частоты, выполненный по другой схеме и приводимый во вращение с постоянной скоростью фазопреобразователем (см. стр. 185).

Преобразователь частоты имеет на статоре и роторе по две независимые обмотки, одна из которых может быть переключаема на разное число полюсов.

Таким образом, может быть получено число полюсов $2p=2$, 4 и 6 при скорости вращения ротора 1 500 об/мин. Подключая к фазопреобразователю статорную или роторную обмотку преобразователя частоты, получают ступенчатое регулирование частоты на тяговых двигателях (25—50—75—100—125 *гц*).

Недостатком этой системы регулирования (помимо ступенчатости) является необходимость размыкания схемы при переходе с одной скорости на другую, что сопровождается потерей силы тяги.

6-4. КОЛЛЕКТОРНЫЙ ГЕНЕРАТОР

Переменный ток изменяющейся частоты может быть получен так же, как это предложил акад. М. П. Костенко, при помощи коллекторного генератора переменного тока [Л. 2]. Якорь этой машины подобен якорю машины постоянного тока, а станина выполнена расслоенной. Обмотка возбуждения генератора получает питание от возбудителя — синхронного генератора, приводной двигатель которого имеет широкую регулировку скорости. Увеличение частоты тока возбуждения $f_в$ приводит к соответствующему увеличению частоты тока $f_г$ коллекторного генератора, который приводится во вращение с постоянной скоростью синхронным двигателем, получающим питание от контактной сети. Таким образом,

$$f_г=f_в. \tag{6-40}$$

Напряжение генератора, очевидно, пропорционально потоку возбуждения

$$U_г\equiv\Phi.$$

Но напряжение на обмотке возбуждения генератора пропорционально практически

$$U_в\equiv\Phi f_в=\Phi f_г$$

(так как активное сопротивление обмотки возбуждения мало по сравнению с индуктивным), т. е.

$$\Phi\equiv\frac{U_в}{f_г},$$

откуда получается, что

$$U_г\equiv\frac{U}{f_г}. \tag{6-41}$$

Таким образом, для поддержания пропорциональности между $U_г$ и $f_г$ (постоянный момент на тяговых двигателях) напряжение возбуждения генератора должно меняться по закону

$$U_в\equiv f_г^2=f_в^2, \tag{6-42}$$

что автоматически получается при регулировании скорости вращения возбудителя — синхронного генератора, имеющего постоянное возбуждение.

Компенсация трансформаторной э. д. с. в короткозамкнутых секциях коллекторного генератора не представляет существенных затруднений и может быть осуществлена специальной обмоткой добавочных полюсов, создающей поток, сдвинутый на 90° эл. от потока возбуждения.

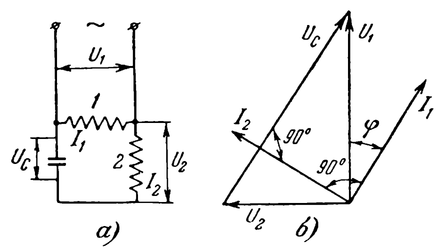
Коллекторный генератор целесообразно выполнять по ряду причин однофазным и получать трехфазную или двухфазную систему комбинацией нескольких машин.

6-5. КОНДЕНСАТОРНЫЕ ТЯГОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ

Такого рода двигатели были построены для шахтных электровозов (по предложению акад. В. С. Кулебакина) в двухскоростном исполнении,

с двумя раздельными обмотками на статоре и короткозамкнутым ротором, имеющим клетку повышенного сопротивления.

Схема машины представлена на фиг. 6-11,*а*, а векторная диаграмма ее при симметричной работе — на фиг. 6-11,*б*. Как видно из диаграммы, для соблюдения симметрии, т. е. угла в 90° эл. между токами обеих фаз, величина напряжения на обмотке фазы 2



Фиг. 6-11. Схема (*а*) и векторная диаграмма (*б*) конденсаторного двигателя.

(включенной последовательно с конденсатором) должна быть в общем случае отлична от приложенного напряжения U_1. Следовательно, числа витков в фазах w_1 и w_2 в общем случае не равны между собой.

Только при угле $\varphi = 45°$ величины U_1 и U_2 равны при симметричной работе.

Обозначим

$$k = \frac{w_1}{w_2}. \qquad (6\text{-}43)$$

Тогда приведенные к обмотке 1 значения напряжения и тока второй (конденсаторной) обмотки будут:

$$U_2' = kU_2;$$

$$I_2' = \frac{I_2}{k}.$$

При симметричной работе:

$$U_2' = jU_1; \qquad (6\text{-}44)$$

$$I_2' = jI_1. \qquad (6\text{-}45)$$

Величина емкости конденсатора, требующаяся для симметричной работы:

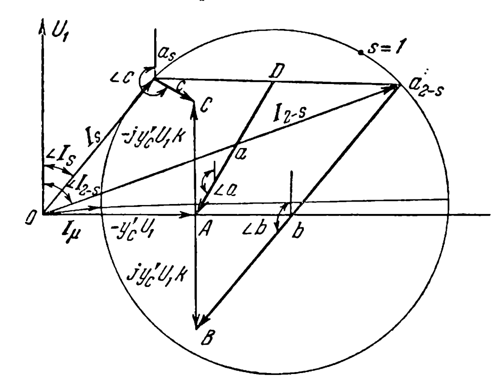
$$C = \frac{I_2}{\omega\sqrt{U_1^2 + U_2^2}} = \frac{I_2}{\omega U_C}, \qquad (6\text{-}46)$$

где ω — угловая скорость вращения ($\omega = 2\pi f$);

U_C — напряжение на конденсаторе.

Из диаграммы фиг. 6-11,*б* и уравнения (6-46) следует, что выбранная емкость C обеспечивает симметричную работу только при одной определенной нагрузке. При всякой другой нагрузке симметрия нарушается ($\overline{I}_2' \neq j\overline{I}_1$) и появляется эллиптическое вращающееся поле вместо кругового.

При несоблюдении (6-45) систему токов можно разложить на симметричные составляющие прямой и обратной (инверсной) последовательностей:



Фиг. 6-12. Круговая диаграмма конденсаторного двигателя.

$$\overline{I}_1 = \overline{I}_n + \overline{I}_u; \qquad (6\text{-}47)$$

$$\overline{I}_2' = j\overline{I}_n - j\overline{I}_u. \qquad (6\text{-}48)$$

После соответствующих преобразований [Л. 20]

$$I_n = \frac{\overline{b}}{2\overline{a}} I_s; \qquad (6\text{-}49)$$

$$I_u = \frac{\overline{c}}{2\overline{a}} I_{2-s} \qquad (6\text{-}50)$$

находятся по круговой диаграмме, построенной для случая симметричной (двухфазной) работы (фиг. 6-12).

Значения векторов $\overline{a}$, $\overline{b}$ и $\overline{c}$ находятся следующим образом: откладывается вектор

$$OA = -y_C' \cdot U_1,$$

где проводимость конденсатора

$$y_C' = \frac{2\pi f C}{k^2}, \qquad (6\text{-}51)$$

и перпендикулярно к нему векторы

$$\overline{AC} = -jy_C'U_1 \cdot k;$$
$$\overline{AB} = jy_C'U_1 \cdot k.$$

Точка D получается делением пополам отрезка $a_s a_{2-s}$. Численно векторы I_n и I_u определяются по (6-49) и (6-50) при подстановке в них абсолютных значений a, b и c. Направление вектора $\overline{I}_n$ определяется углом (фиг. 6-12) относительно направления U_1

$$\angle \overline{I}_n = \angle \overline{I}_s + \angle \overline{b} - \angle \overline{a},$$

а вектора $\overline{I}_u$—углом

$$\angle \overline{I}_u = \angle \overline{I}_{2-s} + \angle \overline{c} - \angle \overline{a},$$

после чего нетрудно найти по (6-47) и (6-48) значения I_1 и I_2'.

Вращающие моменты прямой и обратной последовательностей

$$M_n = M_s \left(\frac{b}{2a}\right)^2; \qquad (6\text{-}52)$$

$$M_u = M_{2-s}\left(\frac{c}{2a}\right)^2, \qquad (6\text{-}53)$$

где M_s и M_{2-s} — моменты, соответствующие токам I_s и I_{2-s} по диаграмме симметричной работы. Результирующий момент

$$M = M_n - M_u. \qquad (6\text{-}54)$$

Мерой обратной составляющей тока и момента является, как это видно из (6-50), вектор $\overline{c}$. Из диаграммы фиг. 6-13 видно, что величина c может быть сделана равной нулю только для одного скольжения s.

Поэтому приходится прибегать к переключению величины емкости C (т. е. изменять проводимость y_C') при разных режимах работы. Но даже при этом не удается достигнуть полной симметрии, что является недостатком подобных машин и ограничивает их практическое применение ввиду весьма значительных потерь от токов обратной последовательности наряду с другими причинами.

6-6. ВСПОМОГАТЕЛЬНЫЕ МАШИНЫ

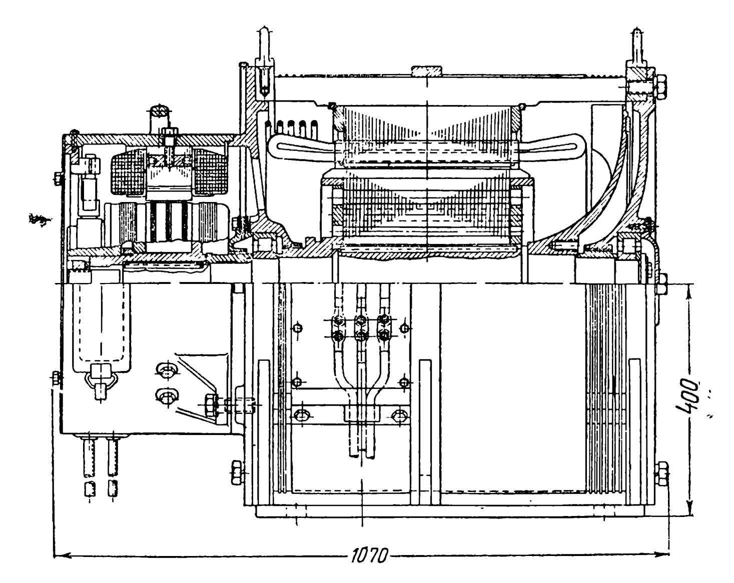
Для привода компрессоров, вентиляторов, насосов и других механизмов подвижного состава переменного тока могут быть применены электрические машины разных типов, а именно:

а) Однофазные коллекторные двигатели (или репульсионные). Эти машины, как мы уже видели выше, сложны конструктивно и имеют напряженную коммутацию при пуске. Поэтому применение их в настоящее время вряд ли можно считать целесообразным, за исключением некоторых специальных случаев.

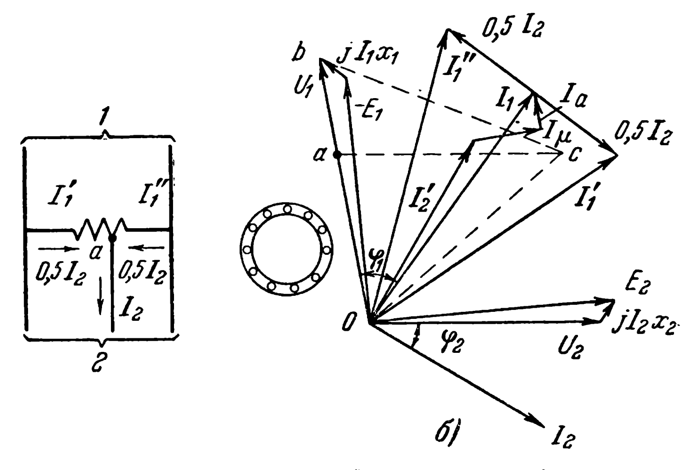
б) Однофазные конденсаторные двигатели. Эти машины подобны рассмотренным выше тяговым двигателям, но так как они работают обычно при постоянной нагрузке, то всегда возможно подобрать их параметры и емкость так, чтобы была обеспечена симметричная работа. Однако пуск этих двигателей обычно требует включения дополнительно некоторой пусковой емкости, особенно если велик момент сопротивления механизма. Во избежание влияния высших гармоник, могущих создать провал в кривой момента двигателя, рекомендуется выполнять эти машины с клеткой повышенного сопротивления, обеспечивающей высокое значение пускового момента. По конструкции эти машины ничем не отличаются от нормальных асинхронных двигателей, но наличие конденсаторов и необходимость переключений их при пуске в некоторых случаях является недостатком этой схемы.

Подбор параметров обмоток машин, определение требуемых емкостей, токов и моментов может быть сделан согласно § 6-5.

в) Нормальные асинхронные трехфазные короткозамкнутые двигатели. Применение таких двигателей является самым целесообразным решением, если на экипаже можно установить небольшой фазорасщепитель, специально предназначенный для питания вспомогательных машин (фиг. 6-13). Схема включения такого асинхронного фазорасщепителя показана на фиг. 6-14,а.



Фиг. 6-13. Асинхронный фазорасщепитель.



Фиг. 6-14. Схема (*а*) и диаграмма (*б*) асинхронного фазорасщепителя.
1 — к трансформатору; *2* — к вспомогательным машинам.

а его векторная диаграмма — на фиг. 6-14,*б*. Как видно из нее, отличие диаграммы асинхронного фазорасщепителя от рассмотренной в § 6-2 диаграммы синхронного фазорасщепителя заключается в том, что к концу вектора тока I_2' (6-25) пристраивается вектор тока намагничивания I_μ. Поэтому угол сдвига фаз φ_1 будет в этой машине довольно значительным, что, однако, не имеет практического значения. В то же время отсутствие обмотки возбуждения постоянного тока значительно упрощает конструкцию машины.

Далее, поскольку вторая обмотка присоединена в этом случае всегда к точке *а* первой обмотки, последняя обтекается не только током I_1, но и током I_2. Как видно из схемы фиг. 6-14,*а*, в любой момент составляющие тока I_2 в обеих частях обмотки *1* направлены встречно. Поэтому результирующие токи в частях обмотки *1* находятся построением, показанным на фиг. 6-14,*б* (токи I_1' и I_1'').

По величине I_1' и I_1'' равны и незначительно (на 5—10%) больше, чем I_1. По этим токам следует подбирать сечение меди обмотки *1*. Намагничивающая сила обмотки *1* определяется,

как видно из фиг. 6-14,*б*, током I_1, но во избежание излишней асимметрии в магнитной системе рекомендуется вывод от точки *а* делать так, чтобы обе части обмотки распределялись по всей окружности расточки статора.

Все сказанное в § 6-2 полностью применимо к этой машине. Короткозамкнутая клетка ротора работает в данном случае и как успокоительная и основные потери выделяются в ней от тока I_y (6-33), поскольку нагрузка на валу машины обычно невелика. При проектировании асинхронного фазорасщепителя следует проверить треугольник получаемых напряжений не только для случая нормальной работы вспомогательных машин, но и для их пусковых токов (одной или нескольких), найти известными методами симметричные составляющие прямой (U_n) и обратной (U_u) последовательностей напряжений и подсчитать величину пусковых моментов вспомогательных машин по формуле

$$M'_n = M_{n.n} - M_{u.n}, \qquad (6\text{-}55)$$

причем

$$M_{n.n} = \left(\frac{U_n}{U}\right)^2 \cdot M_n; \qquad (6\text{-}56)$$

$$M_{u.n} = \left(\frac{U_u}{U}\right)^2 M_n, \qquad (6\text{-}57)$$

где M_n — пусковой момент двигателя;
U — номинальное напряжение двигателя.

ГЛАВА СЕДЬМАЯ

ОХЛАЖДЕНИЕ И ТЕПЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ТЯГОВЫХ МАШИН

7-1. ВЕНТИЛЯЦИЯ

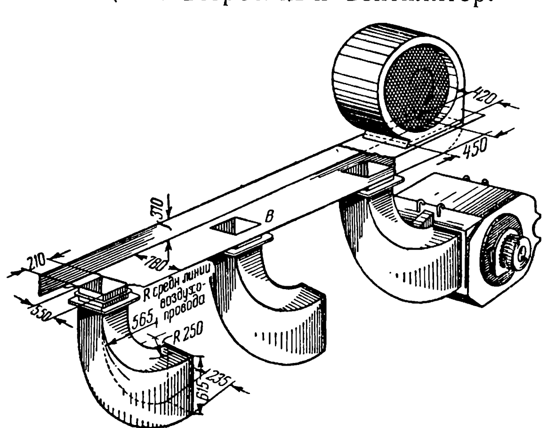
Введение

В настоящее время только малые тяговые двигатели (электрокарные и шахтные) и некоторые вспомогательные машины выполняются закрытыми, с естественным охлаждением. Для шахтных машин это делается либо по соображениям взрывобезопасности, либо из-за опасений чрезмерного загрязнения их угольной пылью. Что касается вспомогательных машин (двигатель компрессора, например) и машин для электрокар, то ввиду их малых мощностей не встречается особых затруднений в постройке этих машин закрытыми, что сильно упрощает уход за ними и повышает надежность работы, особенно учитывая расположение их внизу экипажа.

Все остальные тяговые двигатели, генераторы, преобразователи и вспомогательные машины делаются вентилированными.

Наиболее совершенным типом вентиляции тяговых двигателей является так называемая независимая вентиляция, при которой в двигатели подается через патрубки охлаждающий воздух от специального вентилятора, расположенного в кузове экипажа (фиг. 7-1). При таком типе вентиляции интенсивность охлаждения двигателя не зависит от скорости движения экипажа и может быть выбрана оптимальной. Однако необходимость устройства сложной системы патрубков для подачи воздуха в двигатели и установки специального вентиляторного агрегата с приводным двигателем ограничивает область применения независимой вентиляции. Практически она применяется только для электровозных и тепловозных тяговых двигателей, иногда в мотор-вагонах с однофазными коллекторными двигателями и очень редко для двигателей городского транспорта.

Что касается двигателей для моторвагонов, трамваев, троллейбусов и т. п., а также тяговых генераторов и вспомогательных машин, расположенных в кузове, то они, как правило, выполняются самовентилированными, т. е. имеющими встроенный вентилятор.



Фиг. 7-1. Схема воздухопровода электровоза серии ВЛ-22.

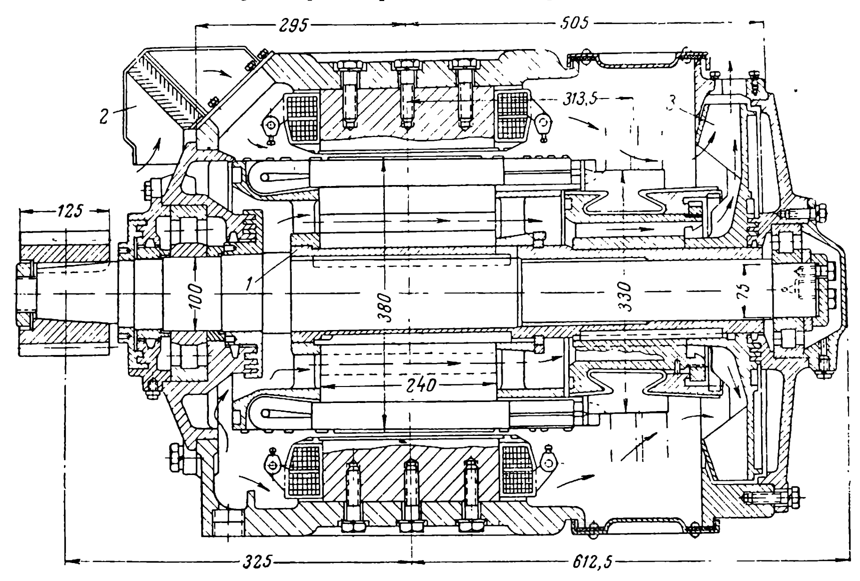
При таком способе охлаждения количество вентилирующего воздуха ограничивается определенными пределами, зависящими от целесообразной конструкции вентилятора и скорости вращения машины. Поэтому применение такого типа вентиляции было бы практически невозможным для электровозных и тепловозных машин, имеющих относительно малую скорость вращения и стесненных по осевым габаритам. Далее, при самовентиляции интенсивность охлаждения зависит от скорости движения экипажа и потому она с успехом может применяться лишь тогда, когда скорость вращения

машины либо постоянна (тяговые генераторы, преобразователи, вспомогательные машины), либо в среднем поддерживается на достаточно высоком уровне (отсутствуют длительные периоды пуска т. п.). Указанные выше типы пассажирских экипажей удовлетворяют последнему требованию.

При независимой вентиляции забор охлаждающего воздуха производится из кузова экипажа. Воздух, предварительно несколько очищенный от снега и пыли в так называемой форкамере, засасывается центробежным вентилятором и подается в двигатели.

Гораздо сложнее дело обстоит в случае самовентилированных машин, имеющих забор воздуха из-под кузова экипажа. Несмотря на устройство специальных входных патрубков с защитными сетками (фиг. 3-9 и 3-10), такие двигатели сильно загрязняются в летнее время и весьма часто в них попадает снег и влага в зимний период. Эксплуатационная практика показала, что устройство каких-либо фильтров на входных отверстиях для воздуха (фиг. 7-2) себя не оправдывает, так как либо эти фильтры скоро засоряются и двигатель остается без вентиляции, либо они не препятствуют практически загрязнению машины и, особенно, попаданию в нее влаги. При современном состоянии изоляционной техники и при удовлетворительном состоянии пути тяговые двигатели с напряжением по отношению к корпусу не свыше 750 *в* работают достаточно надежно при заборе воздуха из-под кузова экипажа.

Многолетний опыт показал, что самовентилированные тяговые двигатели с напряжением по отношению к корпусу 1 500 *в* и выше (моторвагонные) требуют забора воздуха с крыши вагона через специальные каналы в кузове вагона и патрубки. Дело в том, что пыль и снежные завихрения, возникающие при движении поезда, не поднимаются обычно выше окон вагона и поэтому с крыши забирается относительно чистый воздух; проходя через каналы и патрубки, он еще больше очищается и поступает в двигатель более или менее свободным от пыли и снега. Однако в зимнее время все же рекомендуется закрывать отверстие для входа воздуха на крыше какой-либо грубой тканью. Указанные вентиляционные каналы в кузове существенно увеличивают аэродинамическое сопротивление движению воздуха и снижают его количество примерно в 1,5 раза, но являются необходимыми для моторвагонных машин.

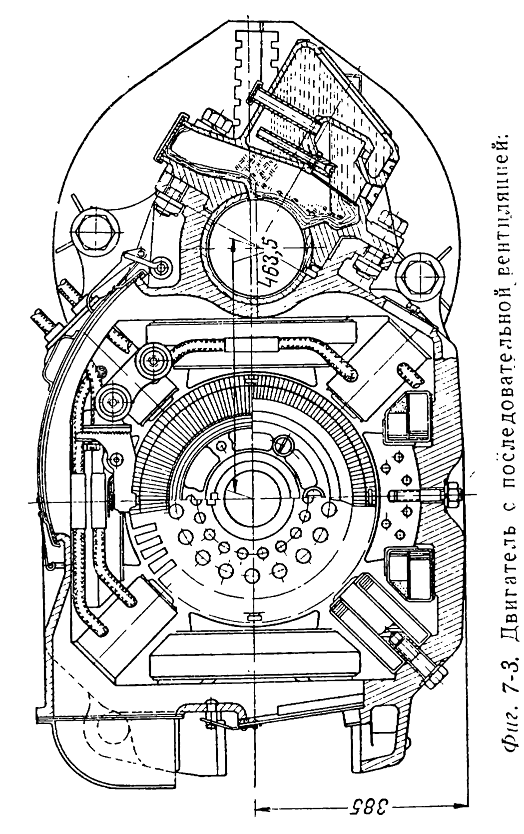


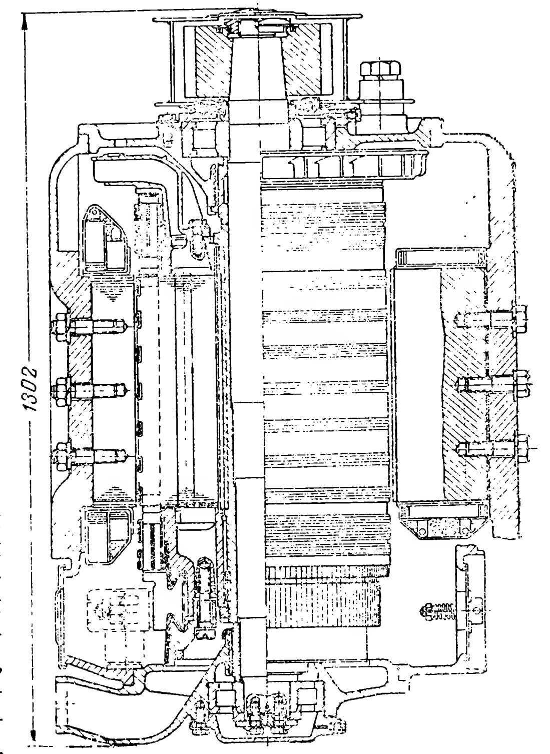
Фиг. 7-2. Двигатель с фильтром на входном отверстии.

Движение воздуха внутри машины осуществляется практически во всех конструкциях двумя параллельными путями — через междукатушечное про-

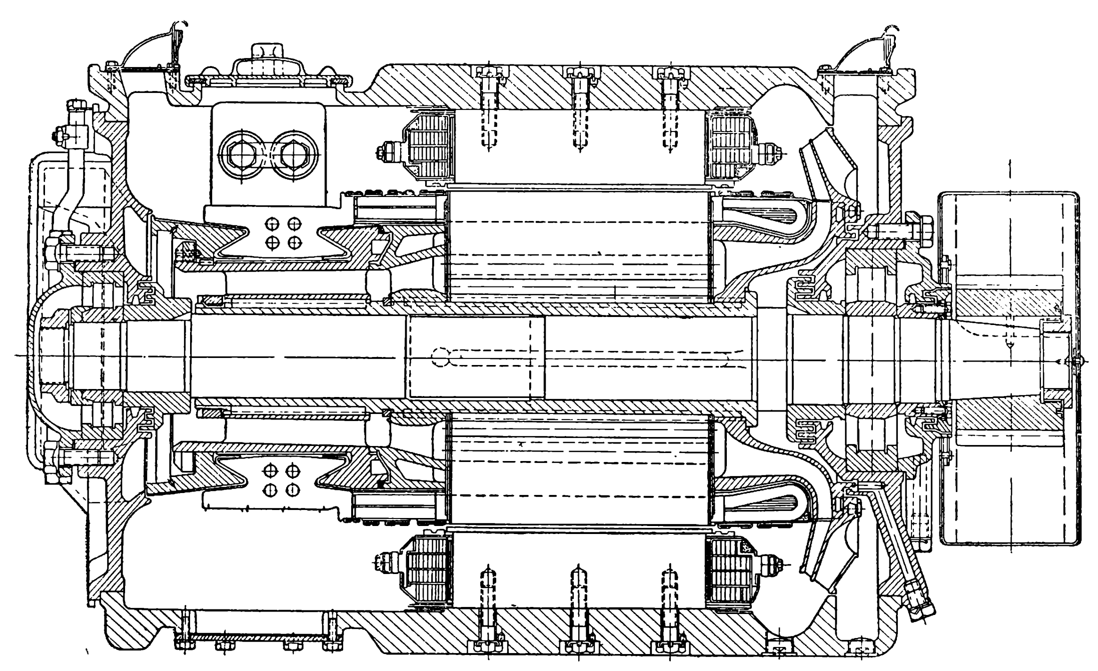
странство и зазор и через вентиляционные каналы в якоре. Такая система вентиляции носит название параллельной и является наиболее эффективной. С целью максимального ограждения коллектора высоковольтного двигателя от попадания на него снега и пыли применялась в некоторых случаях последовательная вентиляция (фиг. 7-3), но в настоящее время ввиду малой интенсивности ее не применяют больше. Равным образом оказались нецелесообразными всякого рода другие системы вентиляции, усложнявшие конструкцию двигателя и не дававшие каких-либо существенных преимуществ (например, последовательно-параллельная, показанная на фиг. 7-4).

Вентиляторы, встроенные в машины, делаются всегда всасывающими, т. е. забор воздуха производится со стороны, противоположной вентилятору. Такая система конструктивно наиболее целесообразна и потому применяется почти во всех электрических машинах. Вентилятор по конструктивным соображениям проще всего располагать со стороны, противоположной коллектору, так как в этом случае щеткодержатели могут крепиться к торцовой стенке станины или к подшипниковому щиту и сама посадка и крепление вентилятора также упрощаются. Такое расположение вентилятора означает, что движение воздуха внутри машины происходит со стороны коллектора на заднюю сторону. Хотя непосредственное попадание воздуха из атмосферы на коллектор, являющийся самой незащищенной частью машины, вообще говоря, нежелательно, но конструктивные преимущества такой компоновки оказываются более важными в случае тяговых двигателей постоянного тока, чем указанный выше недостаток. Только в старых трамвайных и некоторых других машинах вентилятор располагался со стороны коллектора (фиг. 3-6 и 7-2), т. е. забор воздуха производился с задней стороны. В двигателях постоянного тока с независимой вентиляцией входное отверстие для воздуха располагается также в коллекторной камере, а отверстия выхода — с противоположной стороны, так как и здесь это конструктивно удобнее и, кроме того,





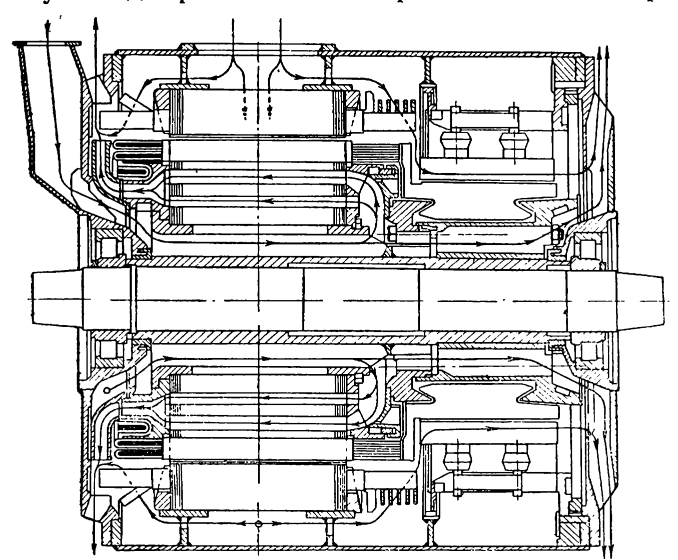
Фиг. 7-3. Двигатель с последовательной вентиляцией.



Фиг. 7-4. Двигатель типа ДП-150 с последовательно-параллельной вентиляцией.

предотвращает прямое попадание снега на коллектор при стоянках экипажа, когда вентиляция может не работать.

Несколько иначе дело обстоит в случае однофазных коллекторных дви-



Фиг. 7-5. Двигатель типа WBM-380.

гателей, которые имеют очень большое число щеток на коллекторе. Направление струи воздуха со стороны коллектора на заднюю сторону привело бы в данном случае к сильному засорению обмоток машины угольной пылью, появлению проводящих мостиков и возможности перекрытий. Поэтому в таких машинах воздух направляется или со стороны, противоположной коллектору, на коллектор (фиг. 7-5), или струя воздуха, охлаждающая коллектор, удаляется из машины, не касаясь обмоток (фиг. 5-17 и 5-18).

Аэродинамическое сопротивление воздухопровода машины

Пусть некоторый объем воздуха Q в воздухопроводе длиной l переместился под влиянием давления P на эту длину l (фиг. 7-6,*а*). Тогда работа давления (силы) P составит, очевидно,

$$Pl = pSl = pQ, \qquad (7\text{-}1)$$

где S — сечение воздухопровода, $м^2$;

Q — объем воздуха, $м^3$;

p — удельное давление, $кГ/м^2$.

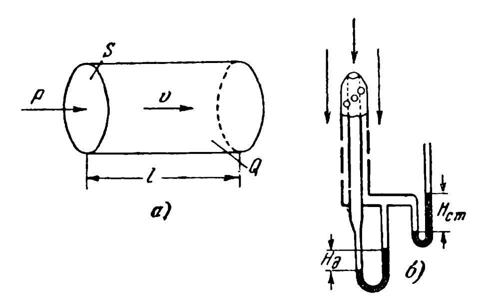
Если никаких сопротивлений движению воздуха в воздухопроводе нет, то вся эта работа превратится в кинетическую энергию данного объема

воздуха, равную:

$$\frac{mv^2}{2}=\frac{\gamma Q}{g}\frac{v^2}{2}, \qquad (7\text{-}2)$$

где v — скорость воздуха, *м/сек*;
γ — удельный вес воздуха (1,23 *кГ/м*^{3} при температуре 50° С и давлении 760 *мм*);
$g=9{,}81$ *м/сек*^{2}.

Приравнивая (7-1) и (7-2), найдем, что удельное давление p [*кГ/м*^{2}] или,



Фиг. 7-6. К определению напора.

что то же самое, напор H [*мм* вод. ст.] равны:

$$H_\partial=p=\frac{\gamma}{2g}v^2=6{,}2\cdot10^{-2}v^2. \qquad (7\text{-}3)$$

Этот напор, вызывающий движение воздуха в воздухопроводе, который не имеет сопротивлений, принято называть динамическим напором. В действительности воздухопровод всегда имеет то или иное сопротивление, обусловленное трением струи воздуха о стенки его, ударом струи о стенки при поворотах, завихрениями при внезапных изменениях сечений воздухопровода и т. п. Для преодоления этих сопротивлений, кроме напора H_∂, надо приложить еще дополнительный напор (давление), называемый статическим и обозначаемый $H_{ст}$. Этот напор, как известно, может быть определен по формуле

$$H_{ст}=\alpha H_\partial=\alpha 6{,}2\cdot10^{-2}v^2 \ [мм. вод. ст.], \qquad (7\text{-}4)$$

где α — коэффициент сопротивления движению воздуха.

Значения этого коэффициента, определенные опытным путем, для разных случаев изменения направления и сечение воздухопровода, а также для случая движения воздуха в узких каналах даны в [Л. 1, 10 и 18] и ряде других источников. Надо сказать, что отдельные исследователи получали иногда весьма различные значения коэффициента сопротивлений для идентичных условий. Учитывая чрезвычайную сложность конфигурации воздухопровода электрической машины и сложность точного аэродинамического расчета его, рекомендуется для практических расчетов ориентироваться на какие-то средние расчетные значения коэффициентов α, данные ниже применительно к тяговым электрическим машинам. Это тем более допустимо, что конструкции указанных машин подчинены общим принципам и не так уже сильно отличаются одна от другой. В тех же случаях, когда требуется рассчитать воздухопровод какой-либо машины другого типа, следует обратиться к данным литературы [Л. 1].

Результирующий напор, требующийся для продувки воздуха сквозь воздухопровод, равен:

$$H=\Sigma H_{ст}+H_\partial, \qquad (7\text{-}5)$$

где $\Sigma H_{ст}$ — сумма местных статических напоров (давлений), нужная для преодоления суммарного аэродинамического сопротивления воздухопровода;
H_∂ — динамический напор, определяющий кинетическую энергию выходящего из машины со скоростью v воздуха.

Статический напор в данном месте машины (например, перед входным люком, в коллекторной камере и т. д.) может быть определен микроманометром, измеряющим, например, разность давлений в коллекторной камере и атмосферного. При этом измерительная трубка Пито должна быть расположена так, чтобы отверстия на ее цилиндрической поверхности не подвергались ударному действию струи воздуха (фиг. 7-6,*б*). Динамический напор (например, в подводящей воздух трубе) измеряется по разности полного напора в сопле трубки Пито, установленного против движения струи воздуха,

и статического напора (в отверстиях цилиндрической части трубки) (фиг. 7-6,*б*).

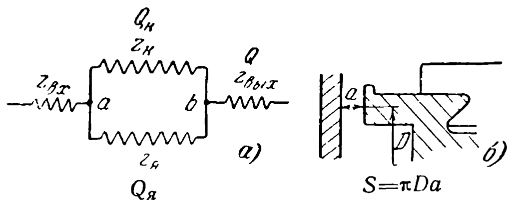
Для удобства расчетов (7-4) может быть преобразована так:

$$H_{ст} = \alpha 6{,}2 \cdot 10^{-2} v^2 = \alpha 6{,}2 \cdot 10^{-2} \frac{Q^2}{S^2}$$

или

$$\Sigma H_{ст} = Q^2 \Sigma \frac{\alpha}{S^2} 6{,}2 \cdot 10^{-2}. \qquad (7\text{-}6)$$

Величина, стоящая под знаком суммы, может быть названа аэродинамической постоянной воздухопровода или его аэродинамическим сопротивлением Z. Как видно из формулы, она зависит только от конфигурации воздухопровода. Таким образом,



Фиг. 7-7. Параллельное включение воздухопроводов.

$$Z = \Sigma z = \Sigma \frac{\alpha}{S^2} 6{,}2 \cdot 10^{-2} \qquad (7\text{-}7)$$

и

$$z = \frac{\alpha}{S^2} 6{,}2 \cdot 10^{-2} \qquad (7\text{-}8)$$

для данного конкретного участка воздухопровода.

Полный требующийся напор

$$H = ZQ^2 + H_д = Q^2 (Z + z_д), \qquad (7\text{-}5')$$

где $H_д$ — динамический напор выходящего из машины воздуха, определяемый по формуле (7-3);

$z_д = \frac{6{,}2}{S^2} 10^{-2}$ — эквивалентное динамическому напору аэродинамическое сопротивление.

Как указывалось выше, почти во всех машинах применяется параллельная система вентиляции, при которой воздухопроводы междукатушечного пространства и якоря включены параллельно (фиг. 7-7,*а*). В этом случае эквивалентное аэродинамическое сопротивление этого участка цепи может быть найдено следующим образом. Обозначим:

$Q_я$ — объем воздуха, продуваемый через вентиляционные каналы якоря;

$Q_к$ — объем воздуха, продуваемый через междукатушечное пространство и зазор;

$z_я$ — аэродинамическое сопротивление якорной цепи;

$z_к$ — аэродинамическое сопротивление катушечной цепи;

$z_э$ — эквивалентное сопротивление.

Так как статический напор между точками a и b в обеих цепях должен быть одинаков, то величина этого эквивалентного напора

$$H_э = z_я Q_я^2 = z_к Q_к^2,$$

откуда

$$Q_я = \sqrt{\frac{H_э}{z_я}} \text{ и } Q_к = \sqrt{\frac{H_э}{z_к}}. \qquad (7\text{-}9)$$

Общий расход воздуха

$$Q = Q_я + Q_к = \sqrt{H_э} \left(\frac{1}{\sqrt{z_я}} + \frac{1}{\sqrt{z_к}} \right),$$

а эквивалентный статический напор

$$H_э = \frac{Q^2}{\left(\frac{1}{\sqrt{z_я}} + \frac{1}{\sqrt{z_к}} \right)^2}. \qquad (7\text{-}10)$$

Сравнивая (7-10) с (7-5'), найдем, что

$$z_э = \frac{z_я \cdot z_к}{(\sqrt{z_я} + \sqrt{z_к})^2}. \qquad (7\text{-}11)$$

Суммарное аэродинамическое сопротивление воздухопровода будет (фиг. 7-7,*а*):

$$Z = z_{вх} + z_э + z_{вых}, \qquad (7\text{-}12)$$

а распределение воздуха между якорной и катушечной цепями определится из (7-9) как

$$\frac{Q_я}{Q_к} = \sqrt{\frac{z_к}{z_я}}. \qquad (7\text{-}13)$$

Расчет воздухопровода машины целесообразно свести в табл. 7-1, где указаны рекомендуемые значения коэффициентов аэродинамического сопротивления α для отдельных участков воздушной цепи. Следует заметить,

что сопротивления от трения о стенки воздухопровода имеет смысл учитывать только для длинных каналов малых сечений (в пакете стали якоря, под коллектором), так так в других частях машины они ничтожно малы.

Коэффициент аэродинамического сопротивления для якорных каналов может быть определен по формуле

$$\alpha_к = 0{,}05 \frac{l}{d}, \qquad (7\text{-}14)$$

где l — длина канала;

d — диаметр якорного канала (или эквивалентный диаметр).

Обычно через якорь проходит 25—35% общего количества воздуха, продуваемого через машину. Скорость воздуха внутри машины обычно не превосходит 10—15 *м/сек*, имея наибольшую величину в выходных и входных отверстиях. Это предопределяет то обстоятельство, что аэродинамическое сопротивление этих участков воздухопровода составляет с учетом динамической составляющей напора 60—70% общего сопротивления.

Определенный по формулам (7-5′), (7-12) и (7-3) суммарный напор H для выбранного количества вентилирующего воздуха Q в случае машин с независимой вентиляцией позволяет рассчитать вентиляционную систему экипажа и выбрать нужный тип вентилятора. Для предварительных расчетов может быть предложена следующая приблизительная формула

$$H = 0{,}23 \left(\frac{8Q}{D_a^2 - D_i^2} \right)^2 [мм\ вод.\ ст.], \qquad (7\text{-}15)$$

где Q — количество воздуха, *м³/мин*;

D_a — диаметр якоря, *дм*;

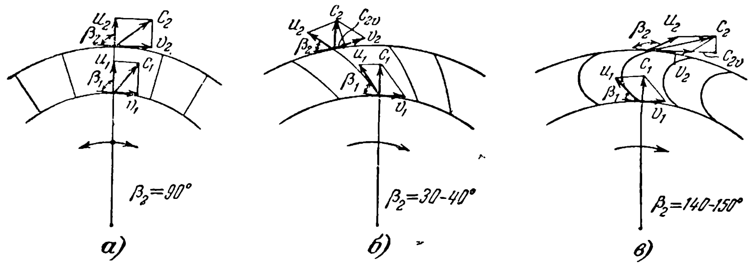
D_i — внутренний диаметр стального пакета якоря, *дм*;

$\left(\frac{8Q}{D_a^2 - D_i^2} \right)$ — приблизительное значение средней скорости воздуха в междукатушечном пространстве и зазоре и в каналах стального пакета якоря, *м³/сек*.

Что касается машин с самовентиляцией, то для них приходится находить характеристику встроенного вентилятора и по ней и кривой $H = f(Q)$ определять количество воздуха, продуваемого через машину.

Расчет производительности встроенного вентилятора

На фиг. 7-8 представлены схемы трех типов центробежных вентиляторов, применяемых в тяговых электрических машинах. Фиг. 7-8,*а* относится к вентилятору с радиальными лопатками, применяемому для реверсивных машин, фиг. 7-8,*б* и *в* — к вентиляторам с загнутыми назад и загнутыми вперед лопатками, применяемыми в нереверсивных машинах (тяговые генераторы и т. п.).



Фиг. 7-8. Центробежные вентиляторы.

Как известно [Л. 1], полный теоретический напор (давление), создаваемый вентилятором, определяется как

$$H_T = \frac{\gamma}{g} \left(\frac{v_2^2 - v_1^2}{2} + \frac{c_2^2 - c_1^2}{2} + \frac{u_1^2 - u_2^2}{2} \right) [мм\ вод.\ ст.], \qquad (7\text{-}16)$$

где v_1 и v_2 — окружные скорости на внутреннем и внешнем диаметрах лопаток, *м/сек*;

c_1 и c_2 — соответствующие абсолютные скорости воздуха, *м/сек*;

u_1 и u_2 — относительные скорости воздуха, *м/сек*

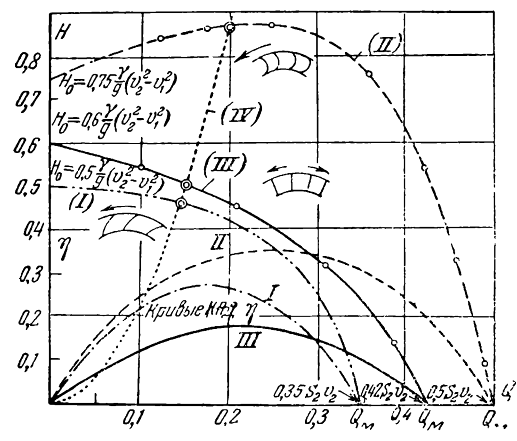
или

$$H_T = \frac{\gamma}{g} v_2^2 \left(1 - \frac{u_2}{v_2} \cos\beta_2\right) - $$

$$- \frac{\gamma}{g} v_1^2 \left(1 - \frac{u_1}{v_1} \cos\beta_1\right). \quad (7\text{-}16')$$

Для вентиляторов с радиальными лопатками $\cos\beta_2 = \cos\beta_1 = 0$ (фиг. 7-8,*а*) и

$$H_T = \frac{\gamma}{g} (v_2^2 - v_1^2). \quad (7\text{-}17)$$



Фиг. 7-9. Характеристики вентиляторов.
I — лопатки, загнутые назад; *II* — лопатки радиальные; *III* — лопатки, загнутые вперед; *IV* — характеристика воздухопровода.

Для вентиляторов с загнутыми лопатками наклон их, определяемый углом β_1, подбирается таким образом, чтобы скорость c_1 имела радиальное направление. В этом случае не имеет место удар воздуха о лопатку при входе его в вентилятор (безударный вход). При этом, как видно из фиг. 7-8,*б* и *в*:

$$u_1 \cos\beta_1 = v_1,$$

т. е.

$$H_T = \frac{\gamma}{g} v_2^2 \left(1 - \frac{u_2}{v_2} \cos\beta_2\right) = \frac{\gamma}{g} v_2 c_{2v}, \quad (7\text{-}18)$$

где c_{2v} — проекция вектора c_2 на направление v_2.

Для вентилятора, имеющего загнутые назад лопатки на выходе (фиг. 7-8,б), выражение, стоящее в скобках в формуле (7-18), очевидно, меньше единицы.

Для вентилятора, имеющего загнутые вперед лопатки на выходе (фиг. 7-8,*в*), угол $\beta_2 > 90°$ и, следовательно, выражение, стоящее в скобках, больше единицы. Поэтому наибольший теоретический напор развивает вентилятор, выполненный по фиг. 7-8,*в*, наименьший — по фиг. 7-8,*б*. Вентилятор с радиальными лопатками (фиг. 7-8,*а*) дает величину напора, несколько бо́льшую, чем вентилятор с лопатками, загнутыми назад, и значительно меньшую, чем вентилятор с лопатками, загнутыми вперед (из-за потерь при входе).

Действительный напор, создаваемый вентилятором, всегда меньше теоретического за счет потерь на трение воздуха при прохождении его через вентилятор, потерь на завихрение между лопатками и при выходе из вентилятора, потерь на удар при входе (для вентиляторов с радиальными лопатками).

Удобно выражать действительный напор вентилятора через (7-17), введя в нее величину, учитывающую уменьшение теоретического напора, — так называемый аэродинамический к. п. д. Тогда

$$H_0 = \eta_a H_T =$$

$$= \eta_a \frac{\gamma}{g} (v_2^2 - v_1^2) \text{ [мм вод. ст.]}. \quad (7\text{-}19)$$

Согласно экспериментам над встроенными в электрические машины вентиляторами, А. Е. Алексеев [Л. 1 и 18] рекомендует принимать следующие значения для аэродинамического к. п. д. при холостом ходе вентилятора (при $Q = 0$):

$\eta_a = 0,6$ для радиальных лопаток (фиг. 7-8,*а*);

$\eta_a = 0,5$ для лопаток, загнутых назад (фиг. 7-8,*б*);

$\eta_a = 0,75$ для лопаток, загнутых вперед (фиг. 7-8,*в*).

Если расход воздуха, прогоняемый вентилятором, увеличивается, то растут потери в нем и действительный напор падает. Исключение составляет вентилятор с загнутыми вперед лопатками, в котором при увеличении расхода воздуха растет теоретический напор H_T, как это видно из (7-18). Поэтому в таком вентиляторе напор сначала возрастает, а потом падает (фиг. 7-9).

Таблица 7-1

№ п/п.	Часть воздухопровода	Характеристика	S, $м^2$	a	$z=6{,}2\cdot10^{-2}\times\frac{a}{S^2}$
			Общая струя		
1	Входное отверстие патрубка	Устье	Чистая площадь (с учетом сеток)	0,5	
2	Патрубок	Повороты струи	Площадь сечения патрубка	1,0 на каждый поворот	
3	Входное отверстие машины	Устье и поворот струи	Чистая площадь (с учетом сеток)	1,0	$z_{вх}=$
			Якорная цепь		
4	Вход под якорь	Устье и поворот струи	Фиг. 3—7,*б*	1,0	
5	Вход в каналы под коллектором	Устье	Площадь каналов	0,5	
6	Каналы под коллектором	Трение о стенки	Площадь каналов	Формула (7-14)	
7	Вход в каналы передней нажимной шайбы	Расширение	Площадь каналов	0,5	
8	Вход в каналы стального пакета	Устье	Площадь каналов	0,5	
9	Каналы стального пакета	Трение о стенки	Площадь каналов	Формула (7-14)	
10	Вход в каналы задней нажимной шайбы	Расширение и поворот струи	Площадь каналов	1,0	$z_{як}=$
			Катушечная цепь		
11	Вход в междукатушечное пространство и зазор	Устье	Площадь междукатушечного пространства и зазора	0,5	
12	Выход из этого пространства	Расширение и поворот струи	То же	1,0	$z_{к}=$
			Общая струя		
13	Выходное отверстие	Устье	Чистая площадь (с учетом сеток)	0,5	$z_{вых}=$
14	Динамический напор		Чистая площадь выходных отверстий (с учетом сеток)	1,0	$z_{д}=$

Максимальный расход воздуха (при работе вентилятора на воздухопровод без сопротивлений) получается при действительном напоре H, равном нулю, когда вся работа вентилятора затрачивается лишь на преодоление собственного сопротивления.

Значение этого максимального расхода воздуха может быть определено по формуле [Л. 1 и 18]

$$Q_{макс}=kS_2v_2\ [м^3/сек], \qquad (7\text{-}20)$$

где

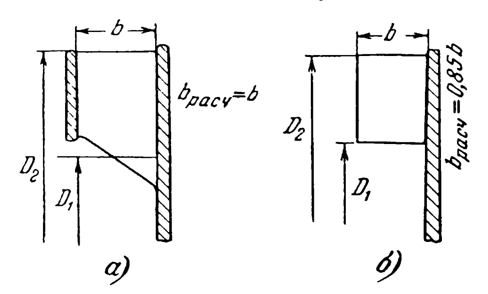
$$S_2=0{,}9\pi D_2 b_{\tau} \qquad (7\text{-}21)$$

причем D_2 — внешний диаметр вентилятора, *м* (фиг. 7-10);

b — ширина лопатки, *м* (для вентиляторов, не имеющих внутреннего диска,— фиг. 7-10,*б*, расчетная ширина лопатки принимается равной 0,85*b*), коэффициент 0,9 учитывает уменьшение выходного сечения за счет толщины лопаток.

Для радиальных лопаток $k=0{,}42$, для загнутых назад $k=0{,}35$ и для загнутых вперед $k=0{,}5$.

Изменение действительного напора вентилятора H в пределах от холостого хода при $Q=0$ до максимального расхода $Q_{макс}$ для вентиляторов с радиальными и загнутыми назад



Фиг. 7-10. Размеры вентилятора.
а — с внутренним диском; *б* — без внутреннего диска

лопатками достаточно точно выражается формулой

$$H=H_0\left(1-\frac{Q^2}{Q^2_{макс}}\right). \qquad (7\text{-}22)$$

Для заданных размеров вентилятора может быть по (7-19), (7-20) и (7-22) рассчитана характеристика вентилятора подобно показанным на фиг. 7-9. Если на эту характеристику нанести также характеристику воздухопровода машины по (7-5′), то точка пересечения этих двух кривых дает количество продуваемого через машину воздуха и соответствующую ему величину действительного напора вентилятора.

Мощность, потребляемая вентилятором, определяется по формуле

$$P_в=\frac{QH}{\eta}9{,}81\ [вт], \qquad (7\text{-}23)$$

где η — к. п. д. вентилятора, значения которого даны на фиг. 7-9 для различных типов лопаток в функции от максимального расхода воздуха $Q_{макс}$ (практически $\eta=0{,}15$ для радиальных лопаток и $\eta=0{,}25$ для лопаток, загнутых назад).

Рассматривая кривые характеристик различных типов вентиляторов (фиг. 7-9) [Л. 1 и 18], можно видеть, что вентилятор с лопатками, загнутыми назад, дает несколько меньшее количество воздуха, чем вентилятор с радиальными лопатками (практически на 7—10% меньше). Однако он имеет значительно лучший к. п. д., и потому затрата мощности на вращение его будет значительно меньше (почти вдвое). Поэтому применение этого типа вентилятора всегда целесообразно в нереверсивных машинах.

Вентилятор с лопатками, загнутыми вперед, дает количество воздуха на 25—30% больше, чем вентилятор с лопатками, загнутыми назад, но при этом сильно возрастает напор (почти вдвое) и, несмотря на некоторое повышение к. п. д., забираемая мощность растет почти вдвое. Ясно, что применение такого вентилятора может быть целесообразно только при малых скоростях вращения с целью всемерного увеличения напора и расхода воздуха. В тяговых электрических машинах вентилятор такого типа почти никогда не применяется.

Как видно из (7-19), напор вентилятора пропорционален квадрату скорости вращения двигателя

$$H\equiv n^2. \qquad (7\text{-}24)$$

Количество же продуваемого вентилятором через воздухопровод воздуха [см. (7-5′)]

$$Q=\sqrt{\frac{H}{Z+z_д}}\equiv n, \qquad (7\text{-}25)$$

т. е. пропорционально скорости вращения.

Поэтому согласно формуле (7-23) мощность, потребляемая вентилятором, пропорциональна кубу скорости вращения

$$\Delta P_в\equiv n^3. \qquad (7\text{-}26)$$

Выше указывалось, что основное аэродинамическое сопротивление тяговых электрических машин сосредоточено обычно во входных и выходных отверстиях. Это дает возможность предложить для предварительных расчетов следующую формулу для количества продуваемого через машину воздуха:

Таблица 7-2

№ п/п.	Часть воздухопровода	S, $м^2$	α	z
1	Входное отверстие	$420\cdot10^{-4}$	1,0	35
2	Вход под якорь	$410\cdot10^{-4}$	1,0	37
3	Вход в каналы под коллектором	$240\cdot10^{-4}$	0,5	53
4	Каналы под коллектором	$240\cdot10^{-4}$	0,06	6
5	Вход в каналы нажимной шайбы	$700\cdot10^{-4}$	0,5	6
6	Вход в каналы стального пакета	$183\cdot10^{-4}$	0,5	90
7	Каналы стального пакета	$183\cdot10^{-4}$	0,61	110
8	Вход в каналы задней шайбы	$640\cdot10^{-4}$	1,0	15 / 317
9	Вход в междукатушечное пространство . .	$420\cdot10^{-4}$	0,5	17,5
10	Выход из него	$420\cdot10^{-4}$	1,0	35 / 52,5
11	Выходное отверстие	$410\cdot10^{-4}$	0,5	18
12	Динамический напор	$410\cdot10^{-4}$	1,0	37 / 55

для вентиляторов с радиальными лопатками

$$Q \approx 2\xi D_2 b \sqrt{v_2^2 - v_1^2} \quad [м^3/сек]; \quad (7\text{-}27)$$

для вентиляторов с загнутыми назад лопатками

$$Q \approx 1{,}75\xi D_2 b \sqrt{v_2^2 - v_1^2} \quad [м^3/сек], \quad (7\text{-}28)$$

где ξ — коэффициент аэродинамического сопротивления может быть принят: $\xi = 0{,}28$ для входа воздуха через большой люк (или люки) и выхода в достаточно большие выхлопные отверстия; $\xi = 0{,}18$ для входа и выхода воздуха через небольшие люки или в случае наличия патрубков на входном люке.

Мощность, потребляемая вентилятором для предварительных расчетов, может быть определена по формуле

$$\Delta P_в \approx 1{,}5 Q v_2^2 \quad [вт]. \quad (7\text{-}29)$$

Размеры встроенного вентилятора

Размеры встроенного в машину вентилятора определяются обычно конструкцией последней. Так, величина внешнего диаметра лопаток D_2 должна быть немного меньше внутреннего диаметра горловины станины, а внутренний диаметр вентилятора D_1 не может быть взять меньше, чем диаметр якоря.

Ширину лопатки вентилятора рекомендуется выбирать порядка

$$b \approx (0{,}09 - 0{,}11) D_2. \quad (7\text{-}30)$$

Количество лопаток вентилятора целесообразно брать с таким расчетом, чтобы шаг их на наружном диаметре D_2 был порядка $(1{,}2 - 1{,}5)\,b$. Обычно их число берут от 12 до 24 в зависимости от величины машины.

Пример 7-1. **Расчет вентиляции**

Двигатель типа ДК-106 моторных вагонов, $n = 1\,250$ об/мин.

Характеристика воздухопровода (см. табл. 7-2)

$$z_э = \frac{317\cdot 52{,}5}{(\sqrt{317} + \sqrt{52{,}5})^2} = 27;$$

$$Z = 27 + 35 + 55 = 117;$$

$$H = Q^2\cdot 117;$$

$$Q_{макс} = 0{,}42\,(0{,}9\pi\cdot 0{,}64\cdot 0{,}045\cdot 0{,}85)\,42{,}2 = $$
$$= 1{,}23 \ м^3/сек;$$

$$H_0 = 0{,}6\,\frac{1{,}23}{9{,}81}\,(42{,}2^2 - 34{,}5^2) = $$
$$= 45 \ мм \text{ вод. ст.};$$

$$H = 45\left(1 - \frac{Q^2}{1{,}23^2}\right).$$

Приравнивая

$$Q^2 117 = 45\left(1 - \frac{Q^2}{1{,}23^2}\right)$$

и решая относительно Q и H, получаем:

$$Q = 0{,}55 \ м^3/сек;$$

$$H = 35 \ мм \text{ вод. ст.}$$

7-2. ПОТЕРИ

Величина тепломощности машины зависит, с одной стороны, от интенсивности вентиляции ее и, с другой стороны, от величины потерь, выделяющихся в активных частях. По сравнению с нормальными электрическими машинами тяговые двигатели и генераторы имеют обычно значительно более высокое использование, большие электромагнитные нагрузки, что приводит в ряде случаев к появлению значительных добавочных потерь в меди обмотки якоря, бандажах и т. п., могущих оказать существенное влияние на тепломощность машины.

Определение основных электрических потерь (I^2r) в меди обмоток якоря и полюсов не представляет, очевидно, каких-либо затруднений и производится обычным способом.

Потери в стальном пакете якоря

Вычисление потерь в стальном пакете якоря (включая сюда поверхностные потери в полюсных башмаках) рекомендуется производить по формуле

$$P_c' = 2{,}7(G_z p_z + G_a p_a) \ [\text{вт}],$$

где G_z — вес стали зубцов, *кг*;

G_a — вес стали спинки якоря, *кг*;

p_z, p_a — удельные потери в стали (на 1 *кг*):

$$p_z = \left[0{,}044f + 5{,}6\left(\frac{f}{100}\right)^2\right] \times \left(\frac{B_{z^1/_3}}{10\,000}\right)^2 \ [\text{вт/кг}]; \qquad (7\text{-}31)$$

$$p_a = \left[0{,}044f + 5{,}6\left(\frac{f}{100}\right)^2\right] \times \left(\frac{B_a}{10\,000}\right)^2 \ [\text{вт/кг}], \qquad (7\text{-}32)$$

где f — частота перемагничивания, *гц*;

$B_{z^1/_3}$ — индукция в зубцах на $^1/_3$ от основания, *гс*;

B_a — индукция в спинке якоря, *гс*.

В формулах (7-31) и (7-32) первый член выражения, стоящего в скобках, дает потери на гистерезис, второй—на вихревые токи. Коэффициенты в этих формулах даны для обычно применяемой стали Э12 (ГОСТ 802-54).

В случае применения сталей других марок уменьшение удельных потерь p_z и p_a может быть взято приблизительно пропорционально корню квадратному из соотношения удельных потерь для стали Э12 и другой марки, приводимых для $f = 50$ и $B = 10\,000$ *гс*.

Если встречается необходимость выделения из указанных общих потерь в стали поверхностных потерь в полюсных башмаках, это может быть сделано по известной [Л. 4] формуле

$$R_{пов} = 4\left(\frac{Zn}{10\,000}\right)^{1{,}5}\left[\frac{(k_\delta - 1)B_\delta t_1}{1\,000}\right]^2 \times \frac{2p\alpha\tau l_a}{10\,000} \ [\text{вт}], \qquad (7\text{-}33)$$

где Z — число пазов;

n — скорость вращения якоря, об/мин;

k_δ — коэффициент воздушного зазора;

B_δ — индукция в зазоре, *гс*;

t_1 — шаг зубцовый по поверхности якоря, *см*;

$2p$ — число полюсов;

α — перекрытие полюса;

τ — полюсное деление, *см*;

l_a — длина стального пакета, *см*.

Коэффициент 4 дан для обычно применяемой для полюсов стали толщиной 1,5 *мм*. Для стали толщиной 1 *мм* он равен 2,8, для сплошных полюсов—14.

При нагрузке потери в стали некомпенсированных машин увеличиваются из-за искажения поля. Это увеличение может быть оценено коэффициентом

$$\sqrt[3]{1 + \alpha\frac{F_{ря}}{F_в}},$$

где $F_{ря}$ — н. с. реакции якоря;

$F_в$ — н. с. возбуждения,

Потери в бандажах

При вращении якоря в каждой ленте пропаянного бандажа, лежащего в каназках на стальном пакете якоря (фиг. 7-11), возникает э. д. с.

$$e = B_\delta l_\delta v_a \cdot 10^{-8} \ [\text{в}], \qquad (7\text{-}34)$$

где B_δ — индукция в зазоре, *гс*;

$l_б$ — ширина бандажа в канавке, *см*:

$$l_б = d_б m_б;$$

$d_б$ — диаметр бандажной проволоки, *см*;

$m_б$ — число витков бандажной проволоки в канавке;

v_a — окружная скорость якоря, *см/сек*:

$$v_a = \frac{n}{60} \pi D_a.$$

Эта э. д. с. создает в ленте бандажа ток $i_б$ (фиг. 7-11), вызывающий потери (с учетом наличия $2p$ полюсов):

$$p_б = \frac{e^2}{r} 2p, \qquad (7\text{-}35)$$

где r — сопротивление пути тока $i_б$ в ленте бандажа. Учитывая сплошную пропайку бандажа по всей длине, можно приблизительно считать, что

$$r = \frac{2\tau\left(1 - \frac{\alpha}{2}\right)\rho}{0{,}5 l_б d_б}, \qquad (7\text{-}36)$$

причем ρ — удельное сопротивление проволоки бандажа ($\rho = 0{,}135 \cdot 10^{-4}$ *ом·см*);

τ — полюсное деление

$$\tau = \frac{\pi D_a}{2p};$$

α — полюсное перекрытие.

Подставляя в формулу (7-35) значения э. д. с. и сопротивления из формул (7-34) и (7-36), принимая $\alpha = 0{,}66$ и учитывая наличие m бандажных канавок на стальном пакете якоря, получим:

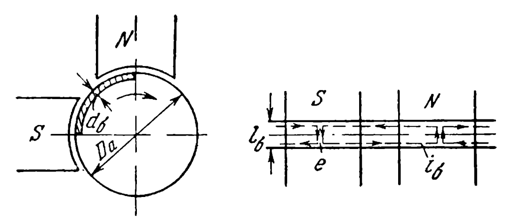
$$P_б = D_a m_б p^2 d \left(\frac{n}{100}\right)^2 \times \left(\frac{B_\delta}{1\,000}\right)^2 l_б^3 \cdot 10^{-4} \; [вт]. \qquad (7\text{-}37)$$

Потери в бандажах на стальном пакете якоря, как показала практика, должны находиться в определенных пределах, так как в противном случае возникает опасность распайки их. Если отнести потери в бандажах к их поверхности, то рекомендуется иметь для номинального режима вентилированных машин (при пайке ПОС-40):

$$\frac{P_б}{\pi D_a m_б l_б} \leq 0{,}4 [вт/см^2]$$

(при пайке оловом на 30% больше). Для закрытых машин эту величину желательно иметь не более 0,4 *вт/см²*). Поэтому ширина бандажа в канавке $l_б$ не должна превышать 15—20 *мм*, особенно в быстроходных машинах.

Что касается бандажей на лобовых частях, то вследствие незначительной величины поля рассеяния в этом районе потери в них настолько малы, что ограничений по ширине $l_б$ обычно не ставится, исключая некоторых специальных случаев.



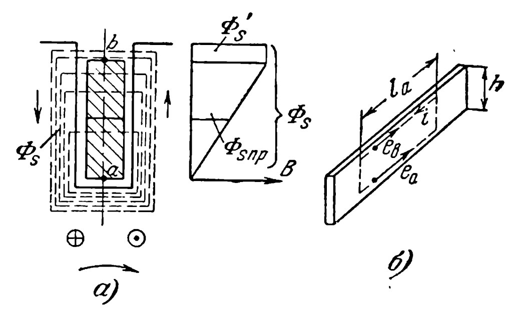
Фиг. 7-11. К расчету потерь в бандаже.

Потери в бандажах относят обычно к потерям в стальном пакете, т. е. считают потери в стали равными:

$$P_c = P'_c + P_б. \qquad (7\text{-}38)$$

Коммутационные потери в меди якоря

При прохождении каким-либо пазом якоря коммутационной зоны (фиг. 7-12,*а*) направление тока в про-



Фиг. 7-12. К расчету коммутационных потерь.

водниках его меняется на обратное. Следовательно, поток рассеяния паза Φ_s исчезает, двигаясь ко дну паза, и потом снова возрастает, как показано на фиг. 7-12,*а* стрелками.

Как видно из фиг. 7-12,*а*, нижнее волокно проводника *а* будет пересечено при этом всем потоком рассеяния паза, а верхнее *b*—только той частью потока, которая расположена поверх

него. Распределение индукции потока рассеяния по высоте паза показано на той же фигуре.

Таким образом, э. д. с., возникающие в этих волокнах, не будут равны друг другу, что приведет к появлению вихревого тока, замыкающегося в пределах пазовой части проводника (фиг. 7-12,*б*):

$$i = \frac{e_a - e_в}{r},$$

где r — сопротивление пути тока по проводнику.

Этот вихревой ток создает потери

$$P = i^2 r = \frac{(e_a - e_в)^2}{r}. \qquad (7\text{-}39)$$

Но э. д. с. e_a пропорциональна всему потоку рассеяния паза,

$$e_a \equiv \Phi_s,$$

а э. д. с. $e_в$ пропорциональна части потока рассеяния Φ_s' (фиг. 7-12,*а*)

$$e_в \equiv \Phi_s',$$

поэтому

$$P \equiv \frac{(\Phi_s - \Phi_s')^2}{r} = \frac{\Phi_{s\,пр}^2}{r}, \qquad (7\text{-}40)$$

где $\Phi_{s\,пр}$ — поток рассеяния, пронизывающий проводник.

Очевидно, что при прочих равных условиях $\Phi_{s\,пр} \equiv h$, а $r \equiv \frac{1}{h}$, где h — высота проводника. Поэтому коммутационные потери

$$P_к \equiv h^3, \qquad (7\text{-}41)$$

т. е. пропорциональны кубу высоты проводника. Далее, как видно из фиг. 7-12,*а*, верхний проводник пронизывается втрое бо́льшим потоком рассеяния, чем нижний, а потому потери в нем в 9 раз превосходят потери в нижнем проводнике.

При выводе указанных соотношений мы пренебрегли влиянием индуктивного сопротивления пути вихревых токов и реакций этих токов на поле рассеяния паза. Поэтому количественные соотношения будут в действительности несколько иные, однако физическая картина процесса сохраняется. В частности, потери $P_к$ пропорциональны приблизительно $h^{2,5}$.

Точный расчет коммутационных потерь $P_к$ дан Дрейфусом [Л. 4] и сводится к подсчету так называемого коэффициента Фильда $k_ф$, дающего цифру увеличения потерь в меди якоря от появления коммутационных потерь.

Эти потери:

$$P_к = (k_ф - 1) I^2 r_a, \qquad (7\text{-}42)$$

где I — ток якоря, *а*;
r_a — сопротивление обмотки якоря, *ом*;

$$k_ф = \frac{u_п + e}{1 + e}, \qquad (7\text{-}43)$$

где e — отношение неактивной длины проводника к активной:

$$e = \frac{l_{ср} - l_a}{l_a}; \qquad (7\text{-}44)$$

$l_{ср}$ — длина проводника обмотки якоря:

$$u_п = 1 + 0{,}425\, m^2 \xi^2 \psi. \qquad (7\text{-}45)$$

В последней формуле m — число слоев проводников по высоте паза, а ξ — так называемая приведенная высота проводника якоря:

$$\xi = h \sqrt{\frac{b_м}{b_z} \frac{f\lambda}{2\,500}}, \qquad (7\text{-}46)$$

где h — высота проводника, *см*;
$b_м$ — общая ширина меди проводников (по ширине паза), *см*;
b_z — ширина паза, *см*;
f — частота перемагничивания $\left(f = \frac{pn}{60}\right)$;
λ — проводимость меди при ожидаемом перегреве якоря, *м/мм²·ом*.

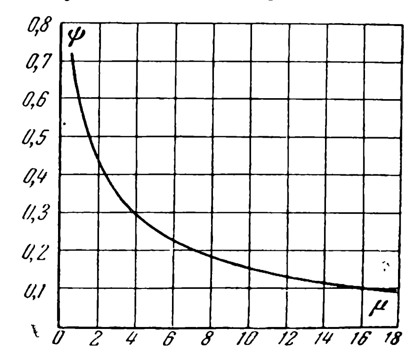
Коэффициент ψ находится по кривой фиг. 7-13 в зависимости от

$$\mu = \frac{31p(u_к + \gamma - 1)}{K\xi^2}, \qquad (7\text{-}47)$$

где $u_к = \frac{K}{Z}$ — число коллекторных пластин на паз;
γ — число перекрытых щеткой пластин.

Коммутационные потери могут достигать в быстроходных машинах и при высоких проводниках значительной величины, а так как они сосредоточены

только в коммутирующихся секциях, то ими создается иногда значительный эффект увеличения сопротивления ко-

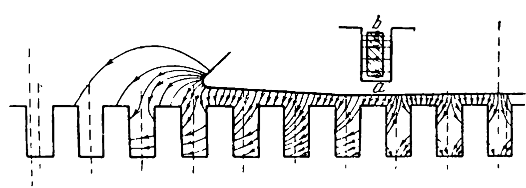


Фиг. 7-13. К расчету коммутационных потерь.

роткозамкнутой секции, уменьшения тока короткого замыкания в этих секциях и, следовательно, улучшения коммутации.

Потери в меди якоря от главного пазового поля

При больших насыщениях в зубцах якоря (выше 16 000—17 000 *гс*) в пазах якоря возникает значительное поперечное поле, особенно под краем полюса (фиг. 7-14). При вращении якоря



Фиг. 7-14. Главное поле в пазах якоря.

проводники обмотки пересекаются этим полем и тангенциальная составляющая его вызывает появление в волокнах *a* и *b* проводника (фиг. 7-12) э. д. с. разных величин. Разность этих э. д. с. приводит к появлению в пазовой части проводника вихревых токов и соответствующих потерь.

Величина этих потерь с трудом поддается точному расчету и потому подсчет их производится обычно по эмпирическим формулам. Одна из таких формул была дана К. Треттином [Л 4], но оказалась недостаточно точной. А. Рабиновичем было подробно исследовано поле в пазах машин постоянного тока и экспериментально определены потери от него. Эта работа позволила создать эмпирическую формулу для вычисления потерь в меди якоря от главного пазового поля, дающую достаточно удовлетворительные результаты. При холостом ходе эти потери равны:

$$P'_{м.\,х.\,х} = N\frac{h^2}{b_z} f^{1,5} F_z b_{пр} l_a \cdot 10^{-6}\ [вт].$$

При нагрузке машины ввиду искажения поля реакцией якоря индукция в пазах от поперечного поля возрастает и потери равны:

$$P'_м = 1,5N\frac{h^2}{b_z} f^{1,5} F_z b_{пр} l_a \cdot 10^{-6}\ [вт], \tag{7-48}$$

где N — число проводников обмотки якоря (полное);
h — высота проводника, *см*;
b_z — ширина паза, *см*;
F_z — н. с. зубцового слоя (на один полюс);
$b_{пр}$ — ширина проводника, *см*;
l_a — длина стального пакета якоря, *см*.

Таким образом, суммарные потери в меди якоря при нагрузке равны:

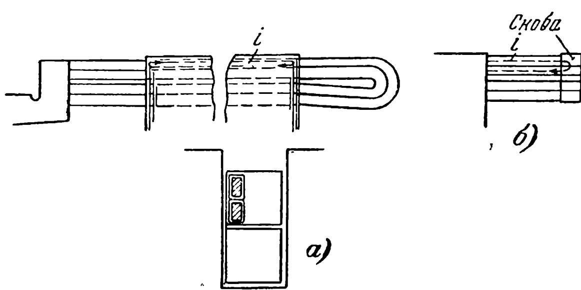
$$P_м = I^2 r_a + P_к + P'_м. \tag{7-49}$$

Способы уменьшения добавочных потерь в меди якоря

Выше было показано, что коммутационные потери зависят от величины высоты проводника в степени 2,5. Потери от главного поля в пазу зависят также не менее, чем от квадрата высоты проводника. Поэтому уменьшение добавочных потерь может быть достигнуто уменьшением высоты проводника путем разделения его на две или три параллельные транспозиции и тому подобных методов.

Наиболее распространено деление эффективного стержня обмотки якоря на два параллельных провода (фиг. 7-15). Каждый проводник изолируется отдельно (если он уже не изготовляется из изолированной меди). Вихревой ток замыкается в пределах каждого отдельного проводника, и если принять, что добавочные потери в меди зависят от $h^{2,5}$, то они составят в данном слу-

чае$\left(\frac{1}{2}\right)^{2,5}\cdot 2 = 0,35\ P$, т. е. 35% от потерь при неразделенном по высоте проводнике. При разделении на три параллельных провода потери уменьшаются до 20% от потерь при неразделенном проводнике. Однако разделение проводника на три параллельных применяется редко ввиду опасений за механическую прочность его и существенного увеличения стоимости изготовления обмотки.

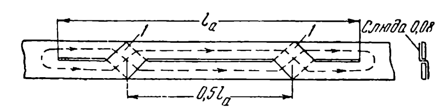


Фиг. 7-15. Разделение проводников по высоте.

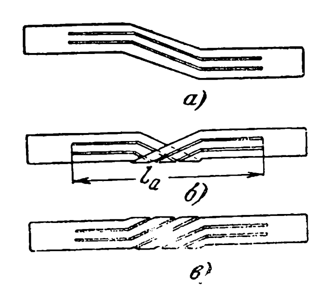
Следует заметить, что если на задней лобовой части обмотки вместо головок делаются скобы, т. е. выполняется разрезная обмотка, то вихревой ток замыкается через головку и поэтому добавочные потери уменьшаются только за счет увеличения сопротивления пути вихревого тока, т. е. в отношении $\frac{l_a}{l_{cp}}$ (фиг. 7-15,*б*).

В некоторых конструкциях встречается так называемая транспозиция проводников обмотки якоря. На фиг. 7-16 показан стержень обмотки, транспозированный на 2 части. Для этого стержень рассекается по длине l_a и потом на специальном приспособлении верхняя и нижняя части его выгибаются, как показано на фиг. 7-16. Чтобы в местах *1* не получилось утолщения, они прессуются до уменьшения толщины вдвое. Обе разрезанные части проводника изолируются друг от друга тонкой слюдой. При такой транспозиции вихревой ток не может циркулировать по пути, показанному на фиг. 7-16 пунктиром, так как сумма э. д. с. на нем (фиг. 7-12) равна нулю. Поэтому вихревой ток замыкается в пределах одного частичного проводника, т. е. получается эффект разделения на две части. Преимуществом этого метода является возможность иметь разрезную обмотку и скобы с задней стороны, однако технологически эта конструкция крайне сложна.

На фиг. 7-17 показан транспозированный на три части стержень обмотки якоря, применяемый на электровозных двигателях типа ДПЭ-400. В этом случае выштамповка, имеющая две прорези (фиг. 7-17,*а*), перегибается на специальном приспособлении (фиг. 7-17,*б*) и складывается с другой такой



Фиг. 7-16. Транспозированный на две части стержень обмотки якоря.



Фиг. 7-17. Транспозированный на три части стержень обмотки якоря.

же выштамповкой (фиг. 7-17,*в*), образуя проводник. Между отдельными проводниками по высоте закладывается слюда (в прорези) и, таким образом, получается эффект разделения провода на три параллельных по высоте, т. е. снижение добавочных потерь в 5 раз. В этом случае также возможно выполнение разрезной обмотки (без уменьшения эффекта снижения потерь), что является иногда необходимым из-за практической невозможности загиба тонкого и высокого проводника на ребро в головке обмотки и желательным с точки зрения технологии обмотки якоря (возможность укладки сначала нижнего, а потом верхнего слоя обмотки). Однако стоимость выполнения такой транспозированной обмотки все же достаточно высока. По этой и ряду других причин эта конструкция не получила большого распространения и, по-видимому, ее не следует рекомендо-

вать применять, за исключением некоторых специальных случаев.

Весьма эффективным методом снижения добавочных потерь в меди якоря является вертикальная раскладка проводников в пазу якоря (фиг. 3-37,*б*), при которой высота проводника получается относительно небольшой. Применяется иногда также четырехслойное размещение проводников в пазу, целесообразное при большом числе коллекторных пластин на паз. Однако оба эти метода имеют тот существенный недостаток, что требуют в большинстве случаев развальцовки концов проводников для возможности введения их в шлицы коллекторных пластин. Это, конечно, существенно усложняет технологическое выполнение обмотки, но все же метод вертикальной раскладки следует признать технически прогрессивным, так как, помимо снижения потерь, при применении его уменьшается общая толщина изоляции по ширине паза.

Во всех более или менее крупных тяговых машинах приходится прибегать к одному из изложенных выше методов снижения добавочных потерь во избежание достижения ими чрезмерной величины. Наиболее целесообразным и технологичным способом следует признать разделение проводов по высоте на две части.

Из (7-48) видно, что потери в меди якоря от главного поля в пазу в сильнейшей степени зависят от насыщения зубцового слоя. Поэтому чрезмерные насыщения в зубцах нецелесообразны. Во всяком случае, даже в тихоходных машинах при номинальном режиме рекомендуется иметь $B_{z^{1}/_{3}} \leqslant 20\,000$—$22\,000$ *гс*. Снижение индукции ниже этого значения почти всегда улучшает не только форму характеристик двигателя, но нередко повышает и тепломощность машины, особенно если она имеет относительно высокие проводники обмотки якоря.

7-3. НАГРЕВ ОБМОТОК

Общие замечания

Наибольший практический интерес представляет предопределение перегрева обмоток машины (превышение температуры их над температурой окружающей среды) при длительном режиме работы, поскольку величина длительной мощности определяет собой работоспособность тяговой машины в эксплуатации.

Известно, что при нагреве с холодного состояния возрастание перегрева обмоток машины с достаточной для практики точностью выражается уравнением

$$\theta = \frac{\Sigma P}{B}\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right) [°\text{C}], \qquad (7\text{-}50)$$

где θ — перегрев обмотки, °C, соответствующий времени t, час.;

ΣP — сумма греющих потерь, *вт*;

B — теплоотдача от обмотки, *вт*/°C;

T — постоянная времени, час.:

$$T = \frac{A}{B}, \qquad (7\text{-}51)$$

A — эквивалентная теплоемкость обмотки, *вт час*/°C.

Зависимость $\theta = f(t)$ имеет вид экспоненты (фиг. 7-26) и асимптотически приближается к установившемуся перегреву $\theta_\smile$. Из (7-50) можно найти, что перегрев имеет следующие значения:

$$\text{при}\quad \left.\begin{aligned} t &= T & \theta &= 0{,}63\theta_\smile; \\ t &= 2T & \theta &= 0{,}87\theta_\smile; \\ t &= 3T & \theta &= 0{,}95\theta_\smile; \\ t &= 4T & \theta &= 0{,}98\theta_\smile. \end{aligned}\right\} \qquad (7\text{-}51')$$

Следовательно, при $t = 4T$, величина перегрева обмотки практически устанавливается постоянной. При длительном режиме ($t > 4T$) второй член в скобке (7-50) обращается в нуль и

$$\theta_\smile = \frac{\Sigma P}{B}. \qquad (7\text{-}52)$$

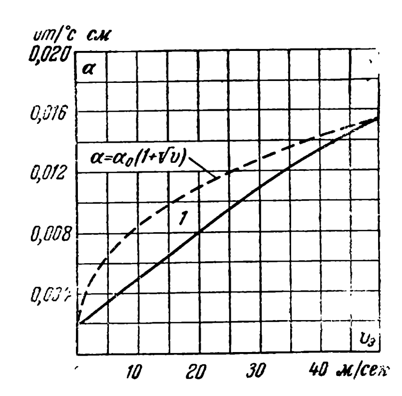
Таким образом, перегрев при длительном режиме определяется теплоотдачей от обмотки якоря, полюсов и т. п. Величина теплоотдачи может быть всегда выражена как

$$B = \alpha S, \qquad (7\text{-}53)$$

где S — поверхность обмотки, отдающая тепло, *см*²;

α — коэффициент теплоотдачи, *вт*/°C *см*².

Коэффициент теплоотдачи с необдуваемой поверхности α_0 (конвекция, лучеиспускание) составляет около 0,002 *вт/°С см²*. При обдувании поверхности струей воздуха, имеющей относительно поверхности скорость v [*м/сек*], коэффициент теплоотдачи



Фиг. 7-18. Коэффициент теплоотдачи.
1 — расчетная кривая.

увеличивается приблизительно согласно уравнению

$$\alpha = \alpha_0 (1 + \sqrt{v}). \qquad (7\text{-}54)$$

Величина $\alpha = f(v)$ нанесена на фиг. 7-18 пунктиром. Из рассмотрения формы этой кривой видно, что с увеличением скорости воздуха коэффициент теплоотдачи растет сначал быстро, а потом этот рост замедляется. Отсюда следует, что большие скорости, т. е. чрезмерное количество вентилирующего воздуха, нецелесообразны.

Следует указать, что точный расчет перегрева обмоток электрических машин [Л. 1, 4 и 18] весьма затруднен ввиду сложности определения действительных теплоотдач и теплопроводностей, входящих в тепловую схему компонентов (обмотка, стальной пакет или полюса и станина, коллектор и т. д.).

Поэтому практически всегда стараются упростить составление уравнений нагрева обмоток, но в то же время сохранить принципиальную схему физической картины нагрева. При этом не всегда значение коэффициента теплоотдачи α можно принять согласно (7-54). Так, например, для условий охлаждения тяговых машин и при методе расчета перегрева, изложенном ниже, коэффициент теплоотдачи следует принимать по кривой *1* фиг. 7-18.

Для катушек расчетная скорость вентилирующего воздуха будет

$$v_э \approx \frac{8Q}{D_a^2 - D_i^2} \; [м/сек], \qquad (7\text{-}55)$$

где Q — количество вентилирующего воздуха, *м³/мин*;
D_a — диаметр якоря, *дм*;
D_i — внутренний диаметр стального пакета, *дм*.

Для обмотки якоря эквивалентная скорость воздуха складывается из абсолютной скорости воздуха, подсчитанной по формуле (7-55), и окружной скорости якоря. Эти скорости направлены под некоторым углом друг к другу, меньшим чем 90°. Поэтому для якоря принимается:

$$v_э = \sqrt{v_a^2 + 1{,}5\left(\frac{8Q}{D_a^2 - D_i^2}\right)^2} \; [м/сек], \qquad (7\text{-}56)$$

где v_a — окружная скорость якоря, *м/сек*.

Теплоотдача имеет место от внешних поверхностей обмоток, но выделение тепла происходит в меди обмотки. Поэтому при расчете перегрева меди обмоток необходимо принимать в расчет теплопроводность изоляции. Она равна:

$$\Lambda = \lambda S \left[\frac{вт}{°С}\right], \qquad (7\text{-}57)$$

где S — поверхность, сквозь которую проходит тепловой поток, *см²*;
λ — удельная теплопроводность изоляции, *вт/°С см²*.

Удельная теплопроводность изоляции

$$\lambda = \frac{\Delta}{b_{из}}, \qquad (7\text{-}58)$$

где $b_{из}$ — эффективная толщина изоляции, *см*;
Δ — коэффициент теплопроводности материала изоляции, *вт/°С см*.

Коэффициент теплопроводности Δ материалов, применяемых для изоляции электрических машин (электрокартон, лакоткань, микаленты, стеклоленты, стекломиканит и т. п.) колеблется [Л. 1, 4 и 18] от 0,0015 до 0,0025 *вт/°С см.*

Однако неизбежные воздушные промежутки между слоями изоляции, зазоры между якорными катушками и стенками паза и т. п. существенно снижают результирующую теплопроводность изоляции.

Практически с учетом этих воздушных прослоек расчетный коэффициент теплопроводности материала изоляции может быть принят равным:

$$\Delta = 0{,}0013 \ вт/°С\ см.$$

Поскольку якорная катушка и катушки полюсов состоят обычно из нескольких, рядом лежащих изолированных проводников, при определении удельной теплопроводности изоляции λ следует учитывать не только толщину внешней изоляции, но и эквивалентную толщину изоляции отдельных проводников в данном направлении.

Последняя для прямоугольных проводников равна:

$$b_{внутр} = \frac{m}{4} b'_{из} \ [см], \qquad (7\text{-}59)$$

где $b'_{из}$ — толщина изоляции проводника на обе стороны, *см*;

m — число слоев проводников в данном направлении (для якорной катушки — по ширине паза);

а для круглых проводников

$$b_{внутр} = \frac{m}{4} \frac{d'}{k}, \qquad (7\text{-}60)$$

где d' — диаметр изолированного проводника;

k находится по кривой фиг. 7-19 в функции $\frac{d}{d'}$, где d — диаметр голого проводника.

Таким образом,

$$b_{из} = b_{внешн} + b_{внутр} \ [см]. \qquad (7\text{-}61)$$

При малом времени нагрева машины (кратковременные режимы до 5 — 10 мин.) величина $\frac{t}{T}$ получается обычно весьма малой и потому можно считать:

$$e^{-\frac{t}{T}} \approx 1 - \frac{t}{T}.$$

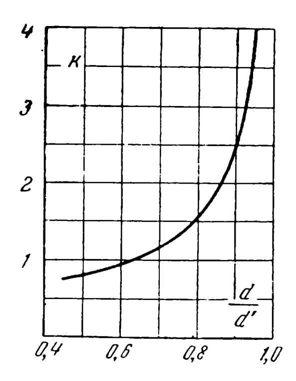
Тогда уравнение (7-50) принимает вид:

$$\theta = \frac{\Sigma P}{B} \frac{t}{T}$$

или, учитывая (7-51):

$$\theta = \frac{\Sigma P}{A} t \ [°C]. \qquad (7\text{-}62)$$

Следовательно, перегрев обмотки машины при кратковременном режиме



Фиг. 7-19. К расчету теплопроводности.

зависит от теплоемкости обмотки и связанных с нею других частей машины, так называемой эквивалентной теплоемкости обмотки, о способе определения которой будет сказано ниже.

Теплоемкость определяется как

$$A = cG, \qquad (7\text{-}63)$$

где G — вес обмотки или сердечника якоря (полюса) и т. п.;

c — коэффициент теплоемкости материала.

Для стали $c_с = 0{,}132$ *втч/°С кг*, для меди $c_м = 0{,}108$ *втч/°С кг*, для изоляции $c_{из} \approx 0{,}4$ *втч/°С кг*. Учитывая, что изоляция весит обычно около 15% от веса меди, можно найти результирующий расчетный вес меди

с учетом теплоемкости изоляции из соотношения:

$$G_м c_м + G_{из} c_{из} = G_м (c_м + 0{,}15 c_{из}) = = G_м \cdot 0{,}168,$$

т. е. расчетный вес меди

$$G'_м = G_м \frac{0{,}168}{0{,}108} = 1{,}55\, G_м. \qquad (7\text{-}64)$$

Расчет перегрева обмоток вентилированной машины при длительном режиме

В вентилированной машине можно практически пренебречь влиянием нагрева якоря на нагрев катушек и наоборот, и считать, что перегрев той или иной части машины зависит только от потерь в ней и теплоотдачи от нее.

а) Определение перегрева якоря. Теплоотдача от якоря происходит с его внешней поверхности и с поверхности вентиляционных каналов. Экспериментальными исследованиями установлено, что в среднем коэффициент теплоотдачи с поверхности каналов в 2 раза меньше, чем с поверхности якоря.

Эффективная внешняя поверхность якоря, с которой отдается тепло, определяется длиной стального пакета якоря l_a и приблизительно суммой вылетов косых частей якорных катушек с задней и передней стороны (создающих плотную цилиндрическую поверхность по окружности якоря). Сумма этих вылетов с достаточной точностью может быть принята равной:

$$l_п + l_з \approx 0{,}5\tau,$$

где τ — полюсное деление, *см*.

Потери выделяющиеся в меди якорной обмотки, частично отводятся с поверхности лобовых частей. Так как перегревы поверхности зубцов якоря и поверхности пазов практически близки друг к другу, то при составлении уравнений теплового баланса поверхность пазов включим в поверхность стального пакета и будем считать, что оставшаяся часть потерь в меди передается через изоляцию пазов стальному пакету, а от него уже отводится вентилирующим воздухом. Для учета худшей теплопроводности клина (сравнительно с бандажным креплением) эффективную ширину верхней части паза в этом случае будем принимать равной $^1/_3$ действительной.

Влиянием нагрева коллектора на нагрев обмотки якоря пренебрежем, ибо оно невелико. Наконец, перегрев обмотки будем определять над средним перегревом вентилирующего воздуха, поскольку этот воздух для внутренних частей машины является охлаждающей средой.

Обозначим:

$P_м$ — потери в меди обмотки якоря, *вт* ($I^2 r_a$ относится к ожидаемому перегреву);
P_c — потери в стальном пакете якоря, *вт*;
$\theta'_м$ — перегрев меди обмотки над вентилирующим воздухом, °C;
θ'_c — перегрев поверхности якоря над вентилирующим воздухом, °C;
p' — расчетный периметр паза якоря, *см*;
$p' = 2b_z + 2h_z$ для бандажного крепления;
$p' = 1{,}33 b_z + 2h_z$ для клинового крепления;
t_1 — зубцовое деление по окружности якоря, *см*;
Z — число пазов;
$m_к$ — число вентиляционных каналов в стальном пакете якоря;
$d_к$ — диаметр вентиляционного канала, *см*;
λ — удельная теплопроводность изоляции, *вт*/°C *см*²;
α — коэффициент теплоотдачи, *вт*/°C *см*² [определяется по кривой *1* фиг, 7-18 в функции скорости воздуха по уравнению (7-56)].

Тогда с учетом сказанного выше можем записать:

$$P_м = \alpha\pi D_a 0{,}5\tau\theta'_c + Z l_a (\theta'_м - \theta'_c)\lambda p' \qquad (7\text{-}65)$$

$$P_c + (P_м - \alpha\pi D_a \cdot 0{,}5\tau \cdot \theta'_c) = = \pi D_a l_a \alpha \theta'_c + m_к \pi d_к l_a \frac{\alpha}{2} \theta'_c. \qquad (7\text{-}66)$$

Решение этих уравнений дает величи-

ну перегрева меди обмотки якоря над вентилирующим воздухом:

$$\theta'_м = \frac{P_м\left[1+\frac{\alpha}{\lambda p'}\left(t_1+\frac{m_к \pi d_к}{2Z}\right)\right]+P_c\left(1-\frac{\alpha}{\lambda p'}t_1\frac{0,5\tau}{l_a}\right)}{\alpha\left[\pi D_a(l_a+0,5\tau)+\frac{m_к \pi d_к}{2}l_a\right]}. \quad (7\text{-}67)$$

Если разделить числитель и знаменатель этого выражения на коэффициент при $P_м$, то можно найти в качестве множителя при P_c так называемый коэффициент влияния потерь в стали на нагрев:

$$k_c = \frac{\lambda p' - \alpha t_1 \frac{0,5\tau}{l_a}}{\lambda p' + \alpha\left(t_1+\frac{m_к \pi d_к}{2Z}\right)}. \quad (7\text{-}68)$$

Этот коэффициент обычно равен 0,5 (для машин, изолированных на 3 000 *в* — около 0,3).

Перегрев меди обмотки якоря над окружающим воздухом будет:

$$\theta_м = \theta'_м + \theta_в, \quad (7\text{-}69)$$

где $\theta_в$ — средний перегрев вентилирующего воздуха над окружающей атмосферой, определяемый из уравнения

$$\Sigma P = \frac{Q}{60}\frac{c}{f}\theta_в; \quad (7\text{-}70)$$

Q — количество вентилирующего воздуха, *м³/мин*;

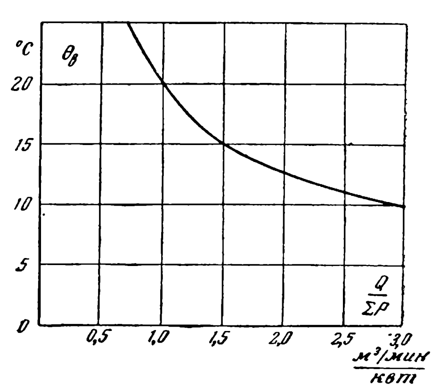
c — теплоемкость воздуха ($c = 1\,200$ *вт сек/м³* °С);

f — коэффициент неразномерности обдувания, имеющий большие значения для больших скоростей воздуха и меньшие для меньших скоростей (в среднем $f = 1$);

ΣP — сумма потерь в машине, *вт*.

Значения $\theta_в$, полученные из (7-70), нанесены на фиг. 7-20 (с учетом коэффициента f) в зависимости от количества воздуха (*м³/мин*), приходящегося на 1 *квт* потерь.

б) Определение перегрева катушек. Предопределение перегрева катушек полюсов вентилированной машины является более сложной задачей, чем определение перегрева якоря. Дело в том, что для катушки



Фиг. 7-20. Средний перегрев вентилирующего воздуха.

вентилированной машины теплопередача изоляции различна для разных ее поверхностей, соприкасающихся с воздухом, станиной и полюсом.

Кроме того, сама конструкция катушки не является, как правило, монолитной. Всякого рода пустоты, недостаточно хорошо заполненные замазкой, лаком или компаундом, отставание покровных лент на боковых гранях и т. п. приводят к появлению воздушных мешков и создают иногда весьма неопределенные условия для расчета. Поэтому вопрос может быть рассмотрен в основном с точки зрения нахождения наиболее целесообразной практически и отвечающей физической стороне явления методики расчета.

Введем следующие обозначения:

$P_м$ — потери в меди катушки при ожидаемом перегреве, *вт*;

$\theta'_м$ — перегрев меди катушки над вентилирующим воздухом, °С;

θ'_c — перегрев поверхности катушки (или, что практически то же самое, внутренних поверхностей машины) над вентилирующим воздухом, °С;

p — периметр сечения катушки, *см*;

l_{cp} — средняя длина витка, *см*;

α — коэффициент теплоотдачи с поверхности катушки, *вт*/°С *см*^{2};

λ — удельная теплопроводность изоляции катушки, *вт* °С/*см*^{2}.

Тогда для установившегося режима нагрева могут быть написаны следующие два уравнения:

$$P_м = (\theta'_м - \theta'_c)\lambda p l_{cp}; \qquad (7\text{-}71)$$

$$P_м = \alpha p l_{cp} \theta'_c, \qquad (7\text{-}72)$$

что дает:

$$\theta'_м = \frac{P_м\left(1 + \frac{\alpha}{\lambda}\right)}{\alpha l_{cp} p}. \qquad (7\text{-}73)$$

Полученная формула выведена в предположении одинакового расчетного коэффициента теплоотдачи α со всех сторон катушки, что близко к истине ввиду практически одинаковой температуры внутренних поверхностей машины и весьма высокой теплопроводности стального полюса, станины и других деталей. Но для движения теплового потока возникают некоторые дополнительные тепловые сопротивления, складывающиеся с термическим сопротивлением изоляции.

В соответствии со сказанным выше коэффициент термического сопротивления материала изоляции

$$r_{из} = \frac{1}{0{,}0013} = 750 \ \text{°C}\ см/вт.$$

Удельное термическое сопротивление изоляции

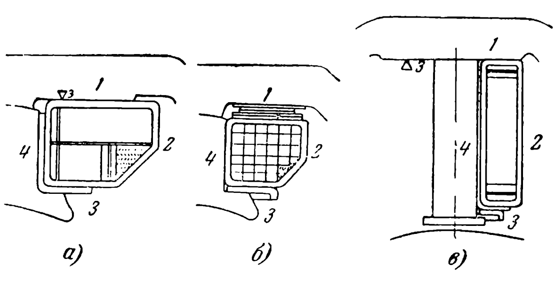
$$R_{из} = r_{из} \cdot b_{из} \ [\text{°C}\ см^2/вт], \qquad (7\text{-}74)$$

где $b_{из}$ — толщина изоляции катушки, *см* (с учетом внутренней изоляции).

Величина $b_{из}$ находится по (7-61). Для катушек из шинной меди величину эффективной толщины внутренней изоляции, различной для разных сторон катушки, можно определить по формуле [вместо (7-59)]

$$b_{внутр} = \frac{m}{10} b'_{из}.$$

Поверхности катушки *3* и *4* (фиг. 7-21), прилегающие к полюсу, плотно прижаты к нему. Наоборот, изоляция боковой поверхности *2*, как правило, имеет тенденцию к отставанию от по-



Фиг. 7-21. К расчету перегрева катушек.

верхности меди, что особенно резко сказывается на высоких катушках (фиг. 7-21,*в*). Появляющийся при этом воздушный мешок может сильно увеличить удельное термическое сопротивление. Так, зазор в 0,5 *мм* дает добавочное сопротивление 200° С *см*^{2}/*вт*, почти равное удельному термическому сопротивлению изоляции при ее обычной толщине около 3 *мм*.

Поэтому удельное термическое сопротивление изоляции катушки для поверхности *2* должно быть приблизительно удвоено.

Для катушек добавочных полюсов, намотанных на ребро (фиг. 7-21,*в*), удельное термическое сопротивление поверхности *2* увеличивается еще больше за счет выступающей за пределы меди изоляции между витками и припухлости изоляции, имеющей в данном случае резко выраженный характер. В этом случае в расчет следует вводить пятикратную величину удельного термического сопротивления внешней изоляции.

Наконец, рассмотрим условия отвода тепла от поверхности *1* катушки, соприкасающейся со станиной. Для конструкции крепления катушки по фиг. 7-21,*а* и *в*, при которой последняя плотно прижимается к обработанной поверхности станины, добавочное удельное термическое сопротивление практически отсутствует. Наоборот, при креплении катушки при помощи пружинной рамки (фиг. 7-21,*б*) существует значительное добавочное сопротивление.

Действительно, под рамку с прокладками оставляют обычно около 8 *мм*. Из них 4 *мм* занимают дистанционные прокладки из электрокартона, 1 *мм* стальная прокладка, 1,5 *мм* занимает сама толщина пружины рамки, а остальные 1,5 *мм* падают на воздух.

Таким образом, общее удельное термическое сопротивление этого места будет (считая коэффициент термического сопротивления электрокартона около 500° С *см/вт* и воздуха 4 000° С *см/вт*):

$$R = 0{,}4\cdot 500 + 0{,}2\cdot 4\,000 = 1\,000 \ ^\circ\text{C}\ см^2/вт,$$

что увеличивает суммарное удельное термическое сопротивление поверхности *1* в 5 раз. Примерно такое же увеличение удельного термического сопротивления имеет место в круглой станине, где в верхнюю часть катушки закладываются клинья из изоляционного материала (фиг. 3-11).

На основании сказанного выше (7-71) и (7-72) должны быть преобразованы следующим образом:

$$P_м = (\theta'_м - \theta'_c)(p_3 + k_2p_2 + p_4 + k_1p_1)\lambda l_{cp}; \qquad (7\text{-}71')$$

$$P_м = \alpha p l_{cp}\theta'_c, \qquad (7\text{-}72')$$

где $k_1 = 1$ для конструкции по фиг. 7-21 *а* и *в* и $k_1 = 0{,}2$ для конструкции по фиг. 7-21, *б*, а также при круглой станине, а $k_2 = 0{,}5$ для главных катушек и $k_2 = 0{,}2$ для катушек добавочных полюсов; p_1, p_2, p_3 и p_4 — размеры соответствующих поверхностей в сечении катушки.

Отсюда

$$p = p_1 + p_2 + p_3 + p_4,$$

а

$$\lambda = \frac{1}{R_{из}} \ [вт/^\circ\text{C}\ см^2]. \qquad (7\text{-}75)$$

Решая (7-71') и (7-72') относительно $\theta'_м$ и обозначая для упрощения

$$p' = k_1p_1 + k_2p_2 + p_3 + p_4, \qquad (7\text{-}76)$$

получим:

$$\theta'_м = \frac{P_м\left(\frac{p'}{p} + \frac{\alpha}{\lambda}\right)}{\alpha p' l_{cp}}. \qquad (7\text{-}73')$$

Значения коэффициента теплоотдачи с поверхности катушек в зависимости от скорости воздуха (7-55) даны на кривой *1* фиг. 7-18.

Перегрев меди катушки над окружающим воздухом находится по (7-69).

Пример 7-2. **Расчет перегрева обмоток якоря и полюсов.**

Двигатель электровоза типа ДПЭ-400. Независимая вентиляция 78 *м³/мин*. Длительный ток якоря — 250 *а*, катушек 220 *а*.

Якорь

$$v_в = \sqrt{24{,}6^2 + 1{,}5\left(\frac{8\cdot 78}{6{,}35^2 - 1{,}8^2}\right)^2} = 32{,}5 \ м/сек;$$

$$\alpha = 0{,}012 \ вт/^\circ\text{C}\ см^2;$$

$$P_м = 10\,050 \ вт;$$

$$P_c = 6\,800 \ вт;$$

$$\lambda = \frac{0{,}0013}{0{,}206 + 0{,}056} = 0{,}005 \ вт/^\circ\text{C}\ см^2;$$

$$\theta'_м = \frac{10\,050\left[1 + \frac{0{,}012}{0{,}005\cdot 14{,}5}\left(3{,}05 + \frac{54\cdot\pi\cdot 2{,}9}{2\cdot 57}\right)\right] + 6\,800\left(1 - \frac{0{,}012}{0{,}005\cdot 14{,}5}3{,}05\frac{0{,}5\cdot 50}{30{,}5}\right)}{0{,}012\left[\pi 63{,}5(30{,}5 + 0{,}5\cdot 50) + \frac{54\pi 2{,}9}{2}30{,}5\right]} = 117^\circ\ \text{C};$$

$$\theta_в = 10^\circ\ \text{C};$$

$$\theta_м = 117^\circ + 10^\circ = 127^\circ\ \text{C}.$$

Катушка главного полюса

$$v = \frac{8\cdot 18}{6{,}35^2 - 1{,}8^2} = 16{,}8 \ м/сек;$$

$$\alpha = 0{,}0072 \ вт/^\circ\text{C}\ см^2;$$

$$P_м = 1\,200 \ вт;$$

$$p = 13{,}1 + 11{,}5 + 9{,}5 + 8{,}1 = 42{,}2 \ см;$$

$$p' = 13{,}1 + 11{,}5 + 9{,}5 + 0{,}5\cdot 8{,}1 = 38{,}1 \ см;$$

$$\lambda = \frac{1}{750\cdot 0{,}415} = 0{,}00325;$$

$$\theta'_м = \frac{1\,200\left(\frac{38{,}1}{42{,}2} + \frac{0{,}0072}{0{,}00325}\right)}{0{,}0072\cdot 38{,}1\cdot 144} = 94^\circ\ \text{C};$$

$$\theta_м = 94^\circ + 10^\circ + 104^\circ\ \text{C}.$$

Катушка добавочного полюса

$$P_м = 660\ вт;$$

$$p = 4{,}8 + 19{,}8 + 4{,}8 + 19{,}8 = 49{,}2\ см;$$

$$p' = 4{,}8 + 19{,}8 + 4{,}8 + 0{,}2 \cdot 19{,}8 = 33{,}4\ см;$$

$$\lambda = \frac{1}{750 \cdot 0{,}48} = 0{,}0028;$$

$$\theta'_м = \frac{660\left(\frac{33{,}4}{49{,}2} + \frac{0{,}0072}{0{,}0028}\right)}{0{,}0072 \cdot 33{,}4 \cdot 102} = 90^\circ\ C;$$

$$\theta_м = 90^\circ + 10^\circ = 100^\circ\ C.$$

Расчет перегрева обмоток закрытой машины при повторно-кратковременном режиме

Работа закрытых тяговых двигателей, применяемых для шахтных электровозов, электрокар и тому подобных экипажей, характеризуется явно выраженным повторно-кратковременным режимом, не превосходящим обычно 50% ПВ. Такой же режим работы характерен для двигателей компрессоров, также часто выполняемых закрытыми.

Для закрытой машины станину следует рассматривать как охлаждающую среду для обмотки якоря и катушек полюсов и находить перегрев меди последних как сумму перегрева меди над станиной $\theta'_м$ плюс перегрев станины над окружающим воздухом θ_s

$$\theta_м = \theta_s + \theta'_м. \qquad (7\text{-}77)$$

Перегрев станины равен:

$$\theta_s = \frac{\varepsilon \Sigma P}{\beta \cdot S_s}, \qquad (7\text{-}78)$$

где ε — относительная продолжительность включения в долях единицы;

ΣP — сумма потерь в машине, *вт*;

S_s — расчетная поверхность охлаждения станины, $см^2$:

$$S_s = \pi B l_s + \frac{\pi}{4} B^2; \qquad (7\text{-}79)$$

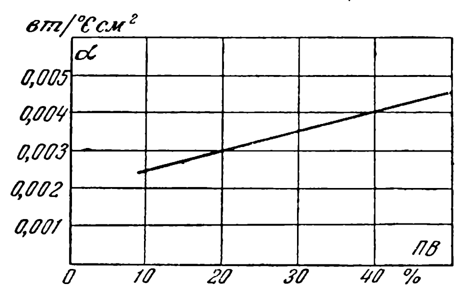
B — размер станины по диаметру, *см*;

l_s — аксиальная длина станины, *см*;

β — коэффициент теплоотдачи с поверхности станины.

В пределах от $ПВ = 25\%$ до $ПВ = 50\%$ величина его может быть принята равной 0,0017 $вт/^\circ C\ см^2$.

Что касается перегрева меди обмотки якоря над станиной $\theta'_м$, то он может быть найден по (7-67), если принять $d_к = 0$ (вентиляционные каналы в стальном пакете якоря в закрытой машине оказывают слабое охлаждающее действие), вместо величины потерь $P_м$ и P_c вставить $\varepsilon P_м$ и εP_c, а коэффициент теплоотдачи α найти по кривой фиг. 7-22 (возраста-



Фиг. 7-22. Коэффициент теплоотдачи якоря закрытой машины.

ние этого коэффициента с увеличением $\%\ ПВ = \varepsilon$, объясняется вентилирующим действием вращающегося якоря)

$$\theta'_м = \frac{\varepsilon P_м\left(1 + \frac{\gamma}{\lambda p'} t_1\right) + \varepsilon P_c\left(1 - \frac{\alpha}{\lambda p'} t_1 \frac{0{,}5\tau}{l_a}\right)}{\alpha \pi D_a (l_a + 0{,}5\tau)}. \qquad (7\text{-}80)$$

Следует указать, что вследствие значительно меньшей величины коэффициента теплоотдачи α якоря закрытой машины сравнительно с вентилированной коэффициент влияния на нагрев потерь в стали k_c получается здесь значительно бо́льшим, порядка 0,8 — 0,9.

Для предварительных расчетов перегрев меди якоря над станиной может быть найден по упрощенной формуле (7-81), которая получится из формулы (7-80), если в нее подставить средние значения коэффициентов при $P_м$ и P_c:

$$\theta'_м = \frac{\varepsilon (1{,}1 P_м + 0{,}9 P_c)}{\alpha \pi D_a (l_a + 0{,}5\tau)}. \qquad (7\text{-}81)$$

Перегрев меди катушек над станиной может быть найден по (7-73'), в которой вместо $P_м$ вставить $\varepsilon P_м$, а коэффициент теплоотдачи α поло-

жить равным 0,0015 $вт/°C\ см^2$ (он почти не зависит от величины $\%\ ПВ = \varepsilon$, так как вентилирующее действие якоря слабо сказывается на катушках).

Для предварительных расчетов перегрев меди катушек над станиной может быть найден как

$$\theta'_м = \frac{j^2 \sqrt{\frac{F_к}{1000}} \cdot \varepsilon}{\alpha'}, \qquad (7\text{-}82)$$

где j — плотность тока в меди катушки, $а/мм^2$;

$F_к$ — намагничивающая сила катушки, $а$;

$\alpha' = 0{,}08$.

Расчет перегрева обмотки якоря при кратковременном режиме

Часто бывает необходимо определить нарастание температуры машины при кратковременном перегрузочном режиме (тяжелые условия пуска, прохождение небольшого участка пути с большим сопротивлением движению и т. п.). В этом случае независимо от того, является ли машина вентилированной или закрытой, можно не считаться с влиянием нагрева одной части машины на другую. Так как обмотка якоря всегда имеет бо́льшие плотности тока, чем катушки полюсов, именно она будет лимитировать при таком режиме тепловую мощность машины. За время режима длительностью до 15 мин. теплоотдачей с поверхностей якоря можно пренебречь ввиду крайней незначительности ее за такой короткий период времени.

Пользуясь ранее принятыми обозначениями и называя $0{,}7c_cG_c$ — теплоемкость стального пакета якоря (коэффициент 0,7 учитывает то обстоятельство, что внутренние слои стального пакета якоря, удаленные от пазов, слабо прогреваются при кратковременном режиме), $1{,}55G_мc_м$ — теплоемкость меди обмотки якоря с изоляцией [см. формулу (7-64)], можно написать следующие два уравнения процесса нагрева:

$$P_мdt = 1{,}55G_мc_мd\theta'_м + Zl_a\lambda p'(\theta'_м - \theta'_c)\,dt; \qquad (7\text{-}83)$$

$$Zl_a\lambda p'(\theta'_м - \theta'_c)\,dt + P_cdt = 0{,}7G_cc_cd\theta'_c. \qquad (7\text{-}84)$$

Введя обозначения

$$\frac{1{,}55G_мc_м \cdot 0{,}7G_cc_c}{Zl_a\lambda p'} = N,$$

$$1{,}55G_мc_м + 0{,}7G_cc_c = A,$$

$$P_м + P_c = \Sigma P$$

и решая уравнения (7-83) и (7-84) относительно $\theta'_м$, можно получить:

$$\theta'_м = \frac{\Sigma P}{A}t + \frac{N}{A}\left(\frac{P_м}{1{,}55G_мc_м} - \frac{\Sigma P}{A}\right) \times \left(1 - e^{-\frac{A}{N}t}\right). \qquad (7\text{-}85)$$

Величина

$$\frac{N}{A} = T'$$

является постоянной времени для режима нагрева меди в окружающей ее стали без теплоотдачи.

Абсолютное значение T' весьма невелико.

Поэтому выражение

$$\left(1 - e^{-\frac{A}{N}t}\right) = \left(1 - e^{-\frac{t}{T'}}\right)$$

для времени t до 15 мин. практически равно единице, т. е. (7-85) может быть упрощено так:

$$\theta'_м = \frac{\Sigma P}{A}t + \frac{N}{A}\left(\frac{P_м}{1{,}55G_мc_м} - \frac{\Sigma P}{A}\right). \qquad (7\text{-}85')$$

Второй член этой формулы и дает дополнительный перегрев привносимый тем, что тепло, выделяемое в меди и стали, распределено неравномерно относительно их теплоемкостей, так как потери в меди обычно значительно больше, чем в стали, а теплоемкость последней в несколько раз больше, чем меди.

Чем меньше длительность режима и соответственно больше ток, тем больше становится второй член в (7-85′). Это ясно из того, что величина потерь в меди $P_м$ растет пропорционально квадрату тока, а значение ΣP медленнее, ввиду того что потери в стали почти не меняются с нагрузкой.

Перегрев меди обмотки якоря над вентилирующим воздухом (случай вентилированной машины) или станиной (случай закрытой машины) может быть найден, таким образом, по (7-85′). Поскольку за время режима длительностью до 15 мин. теплоотдачей от якоря можно пренебречь, перегрев вентилирующего воздуха или станины может быть в первом приближении принят равным нулю, т. е. величина $\theta'_м = \theta_м$.

Для практических расчетов целесообразно в случае таких кратковременных режимов определять перегрев обмотки якоря по эмпирической формуле

$$\theta_м = \frac{P_м + P_c}{k_\alpha \cdot A' \cdot 60}t, \qquad (7\text{-}86)$$

где эффективная теплоемкость

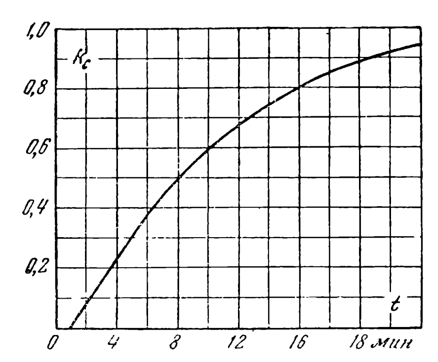
$$A' = 1{,}55G_мc_м + k_c\,0{,}7G_cc_c\ [вт\ час/°C]; \qquad (7\text{-}87)$$

k_c — коэффициент участия стали в процессе поглощения тепла при кратковременном режиме, данный на кривой фиг. 7-23;

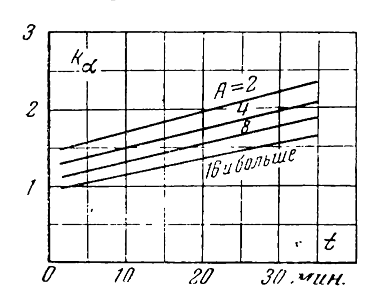
k_α — коэффициент теплоотдачи по кривым фиг. 7-24;

t — время, мин.

Как видно из кривой фиг. 7-23, при $t \leq 1$ мин. сталь якоря практически не принимает участия в тепловом процессе. Поэтому для таких режимов можно считать, что



Фиг. 7-23. Коэффициент участия стали в процессе нагрева.



Фиг. 7-24. Коэффициент теплоотдачи.

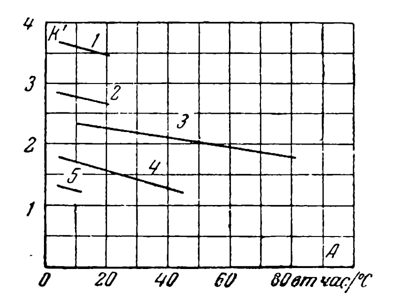
$$\theta_м = \frac{P_м t}{1,55 G_м c_м \cdot 60} \approx \frac{j^2}{4,5} t, \qquad (7\text{-}88)$$

где j — плотность тока, $а/мм^2$.

Расчет перегрева обмотки якоря при часовом режиме

Как уже указывалось выше, для большинства тяговых электрических машин номинальной мощностью считается мощность часовая. При режиме длительностью 60 мин. уже нельзя, конечно, пренебрегать теплоотдачей с поверхностей машины и потому перегрев обмоток должен определяться по исходной формуле (7-50). Подсчет величины перегрева по этой формуле представляет значительные затруднения ввиду необходимости оперировать не только с величиной теплоотдачи B, но и с теплоемкостью машины A. Последняя поддается точному подсчету с большими затруднениями, ибо при часовом режиме частично прогреваются уже станина, сердечники полюсов, подшипниковые щиты и прочие детали машины.

Если длительная мощность машины определяет ее нормальную работоспособность, а кратковременная — перегрузочную способность, то часовая мощность в настоящее время имеет только значение номинальной, удобной для контрольных испытаний машины при ее выпуске с завода-изготовителя и т. п.



Фиг. 7-25. Коэффициенты теплоотдачи для часового режима.

1 — вентилированные быстроходные с открытыми головками катушек; 2 — вентилированные с открытыми головками катушек; 3 — вентилированные; 4 — закрытые; 5 — малые закрытые двигатели (электрокары).

Поэтому вообще не встречается практической необходимости точного предопределения перегрева для часового режима и вполне допустимо пользоваться для этой цели эмпирической формулой, указанной ниже и дающей перегрев меди обмотки якоря для режима 60 мин.

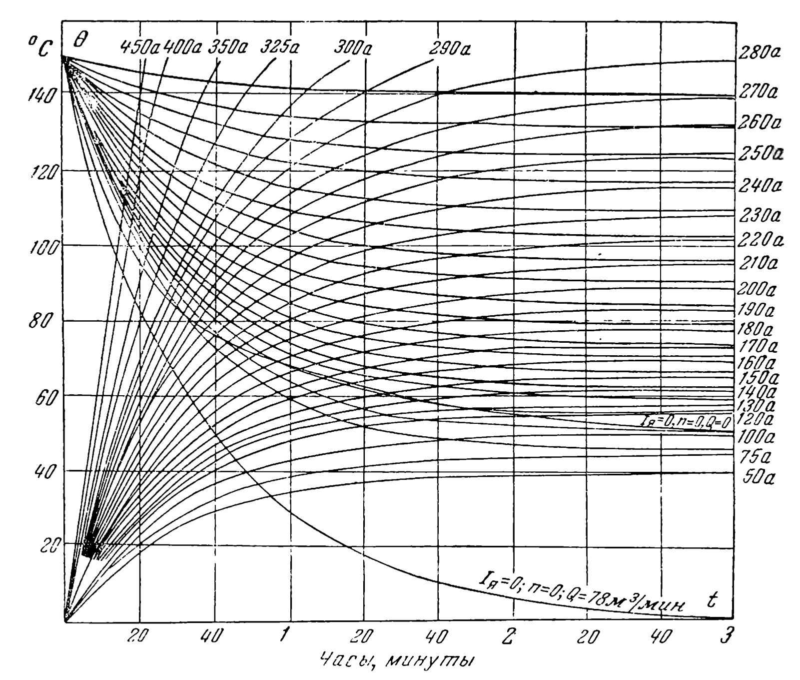
$$\theta_{60} = \frac{P_м + 0,6 P_c}{AK'}, \qquad (7\text{-}89)$$

где $A = 1,55 G_м c_м + 0,7 G_c c_c$ [$вт\ час/°C$];

k' — коэффициент теплоотдачи по кривым фиг. 7-25.

Сетка кривых нагревания

Для производства тяговых расчетов при электровозной и тепловозной тяге очень удобно располагать сеткой кривых нагревания и охлаждения обмоток двигателя (в частности, обмотки якоря). Такие кривые показаны на фиг. 7-26. Вычисление этих кривых представляет значительные трудности по причинам, изложенным выше. Поэтому производится опытное снятие таких кривых для пяти — семи значений токов и затем по данным (7-51′) находят постоянную времени T, по которой строят промежуточные кривые. Что касается кривых охлаждения, то они могут быть вычислены, как сумма кривой нагрева и кривой охлаждения при



Фиг. 7-26. Сетка кривых нагревания и охлаждения обмотки якоря двигателя ДПЭ-400.

$I = 0$. Последняя кривая находится по формуле

$$\theta = \theta_0 e^{-t/T}, \qquad (7\text{-}90)$$

где θ_0 — начальный перегрев обмотки;
T — постоянная времени, определенная указанным выше способом.

Нормы допустимых перегревов обмоток

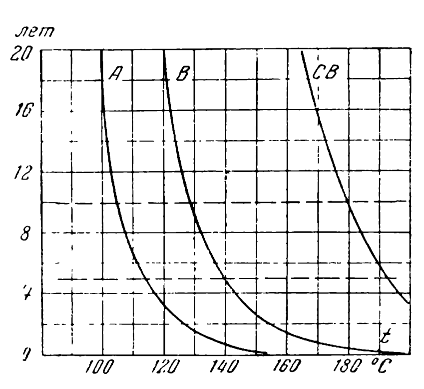
Измерение перегрева обмоток тяговых электрических машин производится, как правило, методом сопротивления. Перегрев меди обмотки

$$\theta = \frac{r_2 - r_1}{r_1}(235 + t_0), \qquad (7\text{-}91)$$

где r_2 — сопротивление нагретой обмотки;
r_1 — сопротивление холодной обмотки (при температуре t_0).

Для обмотки якоря перегрев определяется экстраполяцией кривой охлаждения на момент остановки.

Определенный из (7-91) перегрев меди обмотки является средним. В аксиально вентилированной машине за счет нагрева вентилирующего воздуха во время прохождения сквозь машину перегрев обмотки с задней стороны (где воздух выходит) будет несколько выше (приблизительно на 10° С), чем средний. В машине закрытой, наоборот,



Фиг. 7-27. Долговечность службы изоляции.

средний перегрев близок к перегреву наиболее горячей точки.

На фиг. 7-27 дана зависимость среднего срока службы изоляции в зависимости от длительной рабочей температуры.

Как видно из этих кривых, для пятилетнего срока службы изоляции

обмоток двигателя допустимы следующие температуры:

класс изоляции А . . . . около 115° С
класс изоляции В . . . . около 140° С
класс изоляции СВ
(кремнийорганика) . . . . около 190° С

ГОСТ 2582-50 на «Тяговые электрические машины» устанавливает стандартную температуру окружающего воздуха 25° С для двигателей, подвешенных под кузовом экипажа, и допустимые длительные перегревы при испытании на стенде: 85° С для класса изоляции А и 105° С для класса изоляции В (обмотка якоря) и на 10° С больше для обмоток полюсов. Соответствующие температуры с надбавкой 10° С на наиболее горячую точку получаются для якоря: 85°+25°+10° = = 120° С для класса изоляции А и 105°+25°+10° = 140° С для изоляции класса В, что соответствует примерно пятилетнему сроку службы изоляции. Здесь следует указать, что фактический срок службы изоляции будет выше, так как среднегодовая температура окружающего воздуха ниже, чем стандартная температура. Увеличенный перегрев для катушек полюсов компенсируется улучшением условий охлаждения их при движении экипажа.

Для нормальных машин принимается обычно десятилетний срок службы изоляции и соответственно пониженные перегревы. Увеличение допустимых перегревов для тяговых машин вызывается необходимостью вписывания потребной мощности в заданные габариты, являющиеся в большинстве случаев весьма ограниченными.

С целью дальнейшего снижения габаритов ГОСТ 2582-50 разрешает даже для машин с независимой вентиляцией и тяговых генераторов увеличение цифры длительного перегрева при испытании на стенде на 15° С сверх указанных цифр.

Из приведенных данных ясно, сколь большое значение имеет применение кремнийорганической изоляции (класс СВ) для тяговых электрических машин. Хотя величины допустимых перегревов обмоток с этой изоляцией еще не нормированы, но допустимый длительный перегрев для нее составляет около 140° С, что дает температуру $t = 140° + 25° + 10° = 175°$. Как видно из кривых фиг. 7-27, это соответствует сроку службы более 10 лет.

Номинальная часовая мощность машины назначается по допустимому перегреву на стенде 100° С для класса изоляции А и 120° С для изоляции класса В (обмотка якоря) и на 10° С выше для обмоток полюсов.

Перегрев коллектора разрешается не свыше 95° С (классы А и В), а подшипников 55° С. Обе цифры относятся, конечно, к методу измерения термометром и для окружающей температуры 25° С.

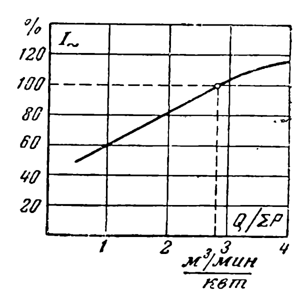
Для закрытых машин ГОСТ 2582-50 разрешает увеличение цифр перегревов на 10° С.

В случае расположения машины в кузове экипажа окружающая температура считается равной 35° С и все цифры допустимых перегревов соответственно снижаются.

Температура обмоток тяговых электрических машин в эксплуатационных условиях не должна превосходить согласно тому же ГОСТ 2582-50 величины 145° С для изоляции класса В и 125° С для изоляции класса А. Для кремнийорганической изоляции (класс СВ) допустима температура 170 ÷ 180° С.

Степень вентилированности машины

Ранее уже было указано, что коэффициент теплоотдачи не растет пропорционально скорости воздуха, т. е. с



Фиг. 7-28. Зависимость длительного тока от степени вентилированности машины.

увеличением количества вентилирующего воздуха, величина снимаемых им потерь также не будет расти пропорционально. Это иллюстрируется фиг. 7-28, на которой показана примерная

зависимость между степенью вентилированности машины $\frac{Q}{\Sigma P}$ и величиной длительного тока ее. Из рассмотрения этой кривой следует, что наиболее целесообразным количеством вентилирующего воздуха будет:

$$k_{вент} = \frac{Q}{\Sigma P} = 2{,}5 - 3{,}5 \text{ } м^3/мин \cdot квт. \tag{7-92}$$

Это отношение называется коэффициентом вентилированности и по нему может быть определено требуемое для независимой вентиляции количество воздуха. Что касается машин с самовентиляцией, то только в быстроходных машинах удается иметь указанную величину $k_{вент}$. В ряде самовентилированных двигателей приходится довольствоваться меньшей цифрой коэффициента вентилированности, порядка 1,5—2 *м³/мин/квт*, так как иначе нужно было бы придавать вентилятору неконструктивную форму.

Степень вентилированности машины определяет величину ее длительной тепловой мощности, но довольно слабо влияет на величину номинальной, часовой, мощности, поскольку последняя зависит в значительной степени от теплоемкости машины.

Поэтому соотношение между величинами длительной и часовой мощности имеет определенную величину для машин с разными условиями охлаждения. Это отношение называется коэффициентом вентиляции

$$k_в = \frac{P_\sim}{P_{час}} \tag{7-93}$$

и имеет следующие значения: 0,3—0,4 для закрытых машин, 0,65—0,75 — для самовентилированных, не быстроходных двигателей и 0,8—0,9 — для самовентилированных быстроходных двигателей, а также тяговых генераторов и при независимой вентиляции.

Параметры, определяющие нагрев машины

При проектировании машины приходится предварительно задаваться допускаемыми нагрузками и только потом проводить проверку перегрева ее обмоток указанными выше методами.

Для якоря параметром, определяющим допустимую нагрузку, берется фактор нагрева $A \cdot j_a$, где A — линейная нагрузка якоря, *а/см*, а j — плотность тока в обмотке, *а/мм²*. Известно, что

$$A = \frac{Ni_a}{\pi D_a} \tag{7-94}$$

и

$$j_a = \frac{i_a}{q_a}, \tag{7-95}$$

где N — число эффективных проводников обмотки якоря;

i_a — ток в параллельной ветви, а $\left(i_a = \frac{I}{2a}\right)$;

q_a — сечение меди обмотки якоря, *мм²*;

$2a$ — число параллельных ветвей обмотки якоря.

Произведение (7-94) и (7-95)

$$Aj_a = \frac{NI}{\pi D_a} \cdot \frac{I}{q_a (2a)^2}$$

умножим и разделим на $l_{ср}$ [*м*] и 44 (проводимость меди при 100° С). Тогда

$$Aj_a = \frac{Nl_{ср}}{44 \cdot q_a (2a)^2} I^2 \frac{44}{\pi D_a l_{ср}};$$

$$Aj_a = \frac{I^2 r_a}{\pi D_a l_{ср}} 44. \tag{7-96}$$

Таким образом, фактор нагрева Aj_a пропорционален электрическим потерям в меди обмотки якоря, отнесенным к поверхности якоря, т. е. нагреву якоря.

Значения фактора нагрева Aj, для часового режима можно принимать следующими: 1 000—1 100 для закрытых машин с классом изоляции А, 1 300—1 400 для тех же машин с классом изоляции В, 1 400—1 500 для самовентилированных машин с классом изоляции А и 1 700—1 900 для тех же машин с классом изоляции В, 2 100—2 500 для машин с независимой вентиляцией и быстроходных самовентилированных с классом изоляции В.

Следует подчеркнуть, однако, что поскольку фактор нагрева якоря Aj_a не учитывает добавочных потерь в меди, им надо пользоваться с осторожно-

стью, следя за тем, чтобы добавочные потери не выходили за допустимые пределы.

Для катушек полюсов параметром, определяющим в первом приближении нагрев, является плотность тока, значения которой для часового режима работы можно принимать следующие: 2,8—3 *а/мм*^{2} для закрытых и самовентилированных машин с изоляцией класса А; 3,2—3,5 *а/мм*^{2} для тех же машин с изоляцией класса В; 3,7—4,2 *а/мм*^{2} для быстроходных самовентилированных машин; 3—3,3 *а/мм*^{2} для крупных машин с независимой вентиляцией и тепловозных генераторов и 2,6—3 *а/мм*^{2} для крупных машин с независимой вентиляцией, изолированных на 3 000 *в* (все цифры для изоляции класса В).

Для катушек параллельного возбуждения длительная плотность тока может быть взята порядка 2,0—2,5 *а/мм*^{2} при изоляции класса А и 2,5—3 *а/мм*^{2} при изоляции класса В.

Как выше указывалось, допустимые значения перегревов для изоляции класса СВ (кремнийорганика) еще официально не нормированы ГОСТ. По действующим в Советском Союзе техническим условиям на тяговые электрические машины с такой изоляцией устанавливаются допустимые перегревы обмоток и коллектора приблизительно, на 25° С выше, чем для изоляции класса В.

Проект нового американского стандарта на тяговые электрические машины (ASA—C35, AIEE, 11, 1956) разрешает для машин, изолированных кремнийорганикой, перегрев обмоток даже 160° С (якорь) и 180° С (катушки), а перегрев коллектора 120° С. Для обмоток якоря и катушек эти цифры на 40° С выше норм, допускаемых для изоляции класса В.

Поскольку температура обмоток машины (и коллектора) может вызывать некоторые вторичные явления, не связанные непосредственно со сроком службы изоляции (механические деформации, уменьшение сопротивления контакта щетка — коллектор, т. е. ухудшение коммутации и т. п.), — в первый период применения кремнийорганической изоляции для тяговых электрических машин нерационально, по-видимому, чрезмерно увеличивать нагрев обмоток.

Поэтому указанная выше цифра 25° С представляется более целесообразной до получения достаточного эксплуатационного опыта.

На основании сказанного, данные выше цифры допустимых значений фактора нагрева Aj_a для изоляции класса СВ могут быть приняты на 20 ÷ 25% выше, чем для изоляции класса В, а плотности тока в катушках — на 10—15% выше.

ГЛАВА ВОСЬМАЯ

ПРОЕКТИРОВАНИЕ

8-1. ТЯГОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ ПОСТОЯННОГО ТОКА

Для проектирования задаются следующие данные:

мощность (обычно часовая) P, *квт*;

система подвески двигателя;

номинальные напряжения: на двигателе $U_н$ и в сети $U_{сн}$;

скорость (обычно часовая) экипажа v, *км/час*;

максимальная скорость $v_{макс}$, *км/час*;

диаметр колеса $D_{вк}$, *мм*;

диаметр оси колесной пары, *мм*;

давление на ось (максимальное), *П*;

ширина колеи, *мм*;

система вентиляции.

При проектировании тепловозных двигателей (т. е. при питании их от генератора, установленного на экипаже) задаются следующие значения напряжений:

номинальное напряжение на двигателе $U_н$;

максимальное напряжение на двигателе $U_м$;

номинальное напряжение генератора $U_{гн}$;

максимальное напряжение генератора $U_{гм}$.

Выбор передачи и скорости вращения

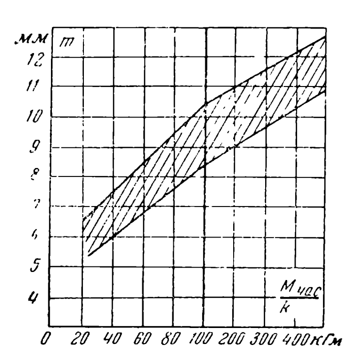
Величина передаточного числа i для двигателей с осевой подвеской лежит в пределах:

$i = 3{,}5 - 4{,}6$ для двигателей электровозов, тепловозов и моторных вагонов;

$i = 5 - 6$ для трамвайных двигателей и двигателей небольших промышленных электровозов;

$i = 6{,}0 - 7{,}0$ для двигателей шахтных электровозов.

Для двигателей с независимой подвеской и отдельным редуктором, соединенным с двигателем при помощи муфты, величина передаточного числа лежит обычно в пределах 7—8 для небольших машин и 3,5—5 для больших. Для двигателей с двухступенчатым редуктором $i = 11—15$.



Фиг. 8-1. Значение модуля инструмента передачи.
$k=1$ для односторонней передачи; $k=2$ для двусторонней передачи.

Для двигателей автобусов и троллейбусов передаточное число задается применяемой механической конструкцией экипажа. Обычно $i = 9—11$.

Задавшись предварительно этими данными, находят порядок скорости вращения двигателя:

$$n = 5{,}3 \cdot 10^3 \frac{i}{D_{в.к}} v \ [об/мин]. \quad (8\text{-}1)$$

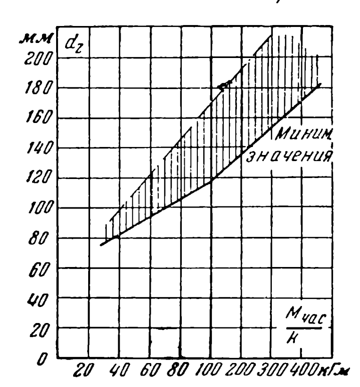
Затем по кривой фиг. 8-1 выбирают модуль инструмента передачи m в зависимости от момента при часовой мощности

$$M_{час} = 974 \frac{P_{час}}{n} \ [кГм]. \quad (8\text{-}2)$$

Двусторонняя передача осуществляется только для больших двигателей при крутящем моменте выше 400—450 *кГм*.

Модуль должен быть выбран целым числом.

Далее, по кривой фиг. 8-2 находят минимальный диаметр делительной окружности шестерни d_z (для двигателей с осевой подвеской).



Фиг. 8-2. Диаметр делительной окружности шестерни.

Тогда

$$z = \frac{d_z}{m} \cos\psi. \qquad (8\text{-}3)$$

Для двигателей с независимой подвеской, имеющих отдельный редуктор, число зубцов шестерни может быть взято, как минимум, равным 8 (при спиральном зубе). Максимально возможное число зубцов большого зубчатого колеса определяется по формуле

$$Z = \frac{D_{в.к} - 2(b + \Delta)}{m} \cos\psi. \qquad (8\text{-}4)$$

Здесь b — зазор от нижней точки кожуха редуктора до рельса (не меньше 120 *мм* для магистральных железных дорог, 110 *мм* — для трамвая, 95 *мм* — для метрополитена, 50—100 *мм* — для промышленных электровозов, 50 — для шахтных электровозов); Δ — расстояние от делительной окружности большого зубчатого колеса до внешней стенки кожуха передачи:

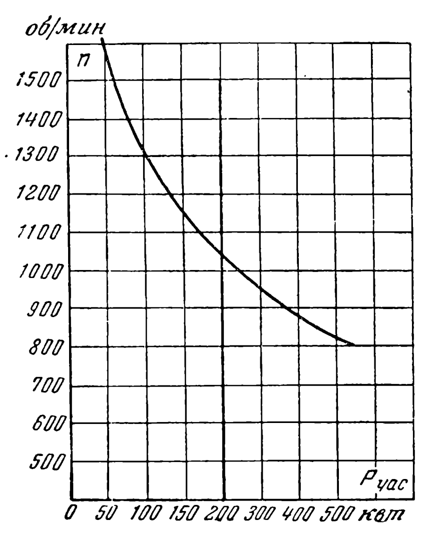
$$\Delta = 17 - 25 \text{ мм}$$

в зависимости от величины модуля передачи ($m = 6$—12).

Таким образом, передаточное число

$$i = \frac{Z}{z}. \qquad (8\text{-}5)$$

Получив его, надо определить скорость вращения двигателя по (8-1), и если она значительно отличается от ранее намеченной, скорректировать выбор модуля и найти, таким образом, окончательные значения i и n.



Фиг. 8-3. Скорость вращения.

Однако полученная скорость вращения двигателя не должна ориентировочно превосходить пределов, показанных на кривой фиг. 8-3, по соображениям коммутационной устойчивости и конструктивной прочности. Если скорость вращения получилась выше, то передаточное число надо уменьшить, уменьшая число зубцов большого зубчатого колеса и соответственно увеличивая число зубцов шестерни.

Окружная скорость якоря при максимальной скорости вращения должна быть не выше 60 *м/сек*.

Числа зубцов большого зубчатого колеса и шестерни должны быть, по возможности, взаимно простые числа; при разъемной зубчатке число зубцов ее должно быть четным числом.

Наконец, определяется централь передачи

$$A = \frac{m}{2}(Z + z) + 0{,}5\, m \qquad (8\text{-}6)$$

при прямых зубьях;

$$A = \frac{m}{2}(Z + z)\frac{1}{\cos\psi} + 0{,}5\, m \qquad (8\text{-}7)$$

при спиральных зубьях, где φ — угол спирали (6—8°).

Передача со спиральными зубьями применяется всегда при $z < 13$, а в некоторых случаях и при бо́льших z.

Определение основных параметров

Как выше указывалось, расчет проводится обычно для часового режима. Все указанные ниже нагрузки относятся к часовому режиму. Число полюсов двигателя выбирается почти всегда равным $2p = 4$. Только в машинах относительно большой мощности, с невысоким напряжением на коллекторе (например, тепловозов, электровозов с выпрямителями) может оказаться целесообразным шестиполюсное исполнение $(2p = 6)$.

Часовой ток

$$I_{час} = \frac{P_{час} \cdot 10^3}{U_н \eta}. \qquad (8\text{-}8)$$

Значение к. п. д. η может быть выбрано по кривой фиг. 8-4.

Длительный ток

$$I_{\backsim} = k_в I_{час}, \qquad (8\text{-}9)$$

где коэффициент вентиляции $k_в$ находится по данным § 7-3 [формула (7-93)].

Диаметр якоря находится по формуле

$$D_a = k \sqrt[3]{\frac{P_{час}}{n_{час}}} \ [мм], \qquad (8\text{-}10)$$

где $k = 650 - 750$ ($k = 950 - 1\,050$ для шахтных и промышленных двигателей узкой колеи с осевой подвеской).

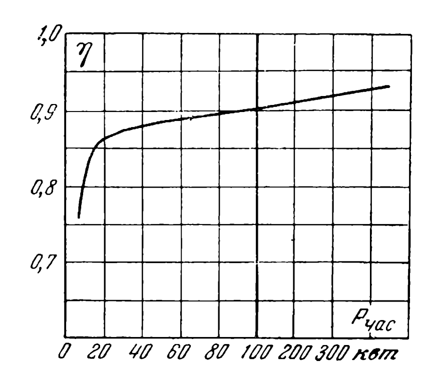
Полученная величина диаметра якоря должна быть не более:

$D_a \leqslant 0{,}9A$ при независимой подвеске с передачей через муфту;

$D_a \leqslant (1{,}05 - 1{,}12)\ A$ при горизонтально-вертикальном расположении главных полюсов и осевой подвеске.

$D_a \leqslant A$ при диагональном расположении главных полюсов и той же подвеске. При осевой подвеске всегда предпочтительно горизонтально-вертикальное расположение главных полюсов. Только в шахтных двигателях небольшой мощности для удобства доступа к щеткам главные полюса располагаются диагонально. В этих же машинах до мощности 10 *квт* добавочных полюсов обычно не делают, а при мощностях не свыше 20—25 *квт* делают иногда три полюса. При этом $D_a \leqslant 1{,}07\ A$ (осевая подвеска).

Полученное значение величины диаметра якоря необходимо округлить до стандартных значений, позволяющих штамповку с минимальными отходами.



Фиг. 8-4. Значения к. п. д.

Эти стандартные значения для D_a выбираются из следующего ряда:

167—182—195—210—245—280—327—
—368—423—493—560—650 *мм*.

Только в крайних случаях допустимо отступать от этих цифр.

Величина диаметра якоря лежит обычно в следующих пределах:

$D_a = 240 - 370$ *мм* для двигателей трамваев, троллейбусов, автобусов и малых моторвагонных машин;

$D_a = 400 - 500$ *мм* для двигателей мотор-вагонов, промышленных электровозов и тепловозов с $D_{в.к} = 900 - 1\,050$ *мм*;

$D_a = 560 - 650$ *мм* для двигателей электровозов с $D_{в.к} = 1\,200$ *мм*;

$D_a = 280 - 330$ *мм* для шахтных машин с $D_{в.к} = 650$ *мм*;

$D_a = 400 - 440$ *мм* для машин промышленных электровозов с $D_{в.к} = 760 - 900$ *мм*.

Величина перекрытия полюса α берется по кривой фиг. 8-5.

Число проводников обмотки якоря

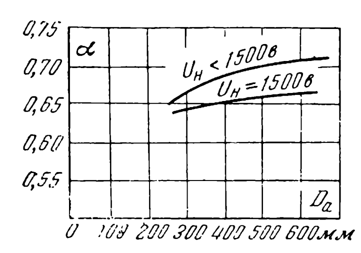
$$N = 2Kw \qquad (8\text{-}11)$$

определяется по величине линейной нагрузки A

$$N=\frac{A\cdot\pi D_a}{i_a}, \qquad (8\text{-}12)$$

где i_a — ток в параллельной ветви обмотки.

Обычные пределы значений линейной нагрузки приведены на кривой фиг. 8-6.



Фиг. 8-5. Значение полюсного перекрытия.

В большинстве тяговых двигателей применяется волновая обмотка ($2a=2$); только при токах I порядка 400 *а* и выше приходится переходить на петлевую обмотку ($2a=2p$).

Число витков в секции w катушки якоря берется обычно равным 2 для трамвайных машин с $U_н=550$ *в*. Для шахтных машин с добавочными полюсами число витков w можно брать до 3. Для остальных двигателей $w_c=$ $=1$.

Далее проверяется величина межсегментного напряжения

$$e_{cp}=\frac{2pU_н}{K}. \qquad (8\text{-}13)$$

Величина его не должна превышать значения 19—21 *в* для высоковольтных машин (с напряжением на коллекторе 1 500 *в*). Для двигателей с меньшим напряжением величину e_{cp} желательно иметь не свыше 15—17 *в*.

Применительно к тепловозным двигателям e_{cp} подсчитывается для $U_м$ и берется не свыше 17—19 *в*.

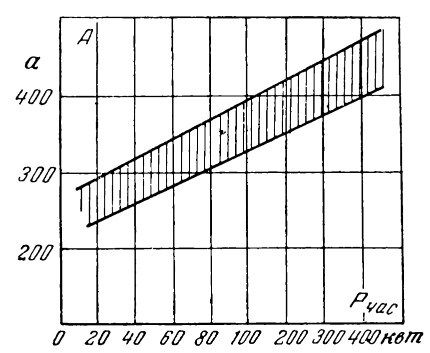
Коллекторное деление

$$\beta_к=\frac{\pi D_к}{K} \qquad (8\text{-}14)$$

должно быть не менее 4 *мм*. Диаметр коллектора

$$D_к\approx 0{,}85D_a.$$

Число пазов Z выбирается по кривой фиг. 8-7. Для волновой обмотки число их должно быть нечетным, для петлевой—четным, не делящимся на 4 (при $2p=4$).



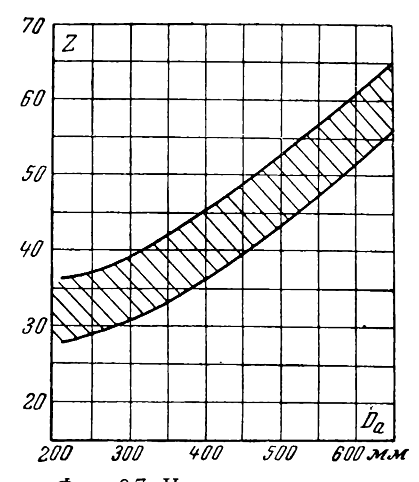
Фиг. 8-6. Значение линейной нагрузки.

Число коллекторных пластин на паз

$$u_к=\frac{K}{Z}$$

должно быть целым числом.

Объем тока в пазу ($2u_к w i_a$) не должен превосходить 1 200 — 1 500 *а*.



Фиг. 8-7. Число пазов якоря.

Теперь следует уточнить число пазов Z, число пластин K и число проводников N.

Далее определяется шаг по коллектору. Для волновой обмотки

$$y_к=\frac{K-1}{p}. \qquad (8\text{-}15)$$

Если шаг этот получается не целым, то, значит, имеется одна мерт-

вая секция и надо величину K уменьшить на единицу.

Для петлевой обмотки

$$y_к = 1. \qquad (8\text{-}16)$$

Шаг по пазам

$$y_z = \left(\frac{Z}{2p}\right) \qquad (8\text{-}17)$$

округляется до целого числа. Выбрать его надо так, чтобы укорочение шага (пазовое) $\varepsilon_п = \frac{Z}{2p} - y_z$ при волновой обмотке было бы равно $^1/_4$ или $^3/_4$ (при петлевой обмотке укорочение должно равняться $^1/_2$).

Первый частичный шаг обмотки якоря, выраженный в коллекторных делениях:

$$y_1 = y_z u_к. \qquad (8\text{-}18)$$

Второй частичный шаг для волновой обмотки

$$y_2 = y_к - y_1. \qquad (8\text{-}19)$$

Для петлевой обмотки

$$y_2 = y_1 - 1. \qquad (8\text{-}19')$$

В случае применения петлевой обмотки на каждый паз делается одно уравнительное соединение. Шаг их тоже в коллекторных делениях

$$y_y = \frac{K}{p}.$$

Сечение меди уравнительных соединений берется около $25 \div 30\%$ от сечения меди проводника обмотки якоря при той же толщине проводника.

Расчет активного слоя якоря

Задаваясь величиной фактора нагрева якоря Aj_a (где j_a — плотность тока в обмотке якоря), находим величину плотности тока

$$j_a = \frac{Aj_a}{A} \; [а/мм^2]. \qquad (8\text{-}20)$$

Значения фактора нагрева берутся по данным § 7-3.

Сечение меди обмотки якоря

$$q_a = \frac{i_a}{j_a}, \qquad (8\text{-}21)$$

причем это сечение округляется до ближайшего, имеющегося в ГОСТ 434-53, 6324-52 и 7019-54 на обмоточную медь (приложение 3). Размещение меди в пазу якоря и изоляция ее делаются согласно данным § 3-4.

Разделение проводников по высоте на два параллельных производится обычно для машин с высотой проводника выше 12,5 — 14,5 *мм*.

Размеры меди проводников должны быть так подобраны, чтобы отношение высоты и ширины паза было

$$\frac{h_z}{b_z} = 3 - 4{,}5. \qquad (8\text{-}22)$$

После установления размеров паза b_z и h_z находится ширина зубца по $^1/_3$ высоты паза, считая от основания:

$$z_{1/3} = \frac{\pi(D_a - 1{,}33h_z)}{Z} - b_z \qquad (8\text{-}23)$$

и расчетная ширина зубца (с учетом штамповки)

$$z'_{1/3} = z_{1/3} - 0{,}2 \; мм. \qquad (8\text{-}24)$$

Магнитный поток

$$\Phi = \frac{E\,60\,a}{Npn} 10^8 \; [мкс], \qquad (8\text{-}25)$$

где E — э. д. с. обмотки якоря, равная $(0{,}9 - 0{,}95)U_н$.

В больших машинах значение цифрового коэффициента следует брать бо́льшим, и наоборот.

Длина стального пакета якоря

$$l_a = \frac{2p\Phi}{B_{z^1/_3} z'_{1/3} Z\alpha \cdot 0{,}94}. \qquad (8\text{-}26)$$

Здесь $B_{z^1/_3}$ — индукция в зубцах, *гс*.

Ее рекомендуемая величина может быть взята по кривой фиг. 8-8 в функции частоты вращения $f = \frac{pn}{60}$.

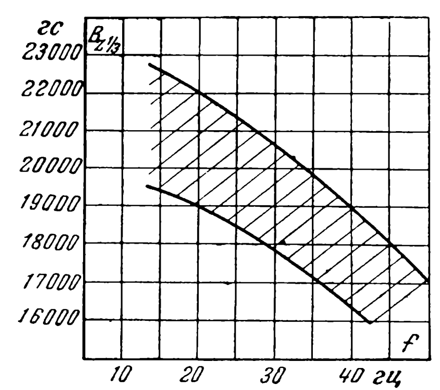
Полученная длина стального пакета якоря должна быть при осевой подвеске приблизительно не более следующих значений:

$l_a \leqslant 250$ *мм* для трамвайных машин с колеей 1 000 *мм*;

$l_a \leqslant 150$ *мм* для машин промышленных электровозов, колея 750 *мм*;

$l_a \leqslant 120$, 170 *мм* для шахтных машин с колеей 550, 600 *мм* соответственно;

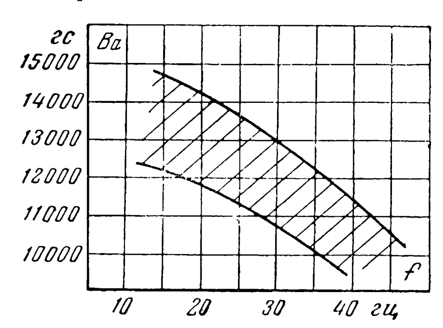
$l_a = 450 - 480$ *мм* для двигателей нормальной колеи с односторонней передачей (электровозные, тепловозные и моторвагонные машины);



Фиг. 8-8. Индукция в зубцах якоря.

$l_a \leqslant 370 - 420$ *мм* для тех же двигателей с двусторонней передачей;

$l_a \leqslant 300 - 320$ *мм* при независимой подвеске двигателей моторных вагонов и трамвая.



Фиг. 8-9. Индукция в теле якоря.

Рекомендуемая индукция в спинке якоря B_a выбирается по кривой фиг. 8-9. Эффективная высота спинки

$$h'_a = \frac{\Phi}{2B_a l_a \cdot 0,94}. \qquad (8\text{-}27)$$

Число рядов вентиляционных каналов m_κ и их диаметр d_κ:

$$m_\kappa d_\kappa = \frac{D_a - D_i \quad - 2h_z - 2h'_a}{1,33}. \qquad (8\text{-}28)$$

Величина внутреннего диаметра стали якоря D_i может быть предварительно найдена по кривой фиг. 3-19 (втулка якоря делается обычно при диаметре якоря свыше 450 — 500 *мм*, толщина ее берется 15—25 *мм*).

Число рядов вентиляционных каналов берется 1, 2 или 3 в зависимости от размеров диаметра якоря. Диаметр каналов — в пределах 15—30 *мм*.

Число каналов в каждом ряду определяется из того соображения, чтобы шаг внешнего ряда их был порядка (2,5—3)d_κ. Индукция в воздушном зазоре

$$B_\delta = \frac{\Phi}{\alpha\tau l_a}, \qquad (8\text{-}29)$$

где τ — полюсное деление.

Индукция в сердечнике полюса

$$B_m = \frac{\sigma\Phi}{b_m l_m \cdot 0,97}, \qquad (8\text{-}30)$$

где l_m — длина сердечника полюса (обычно $l_m = l_a$);
B_m — берется порядка 14 000—17 000 *гс*;
σ — коэффициент рассеяния ($\sigma = 1,15 - 1,2$).

Отсюда может быть определена ширина сердечника полюса b_m.

Магнитное сечение станины

$$Q_s = \frac{\sigma\Phi}{2B_s}, \qquad (8\text{-}31)$$

где B_s — индукция в станине 14 000÷16 000 *гс*.

Толщина станины у добавочного полюса

$$h''_s \approx 0,9 \frac{Q}{l_a + 0,8\tau}; \qquad (8\text{-}32)$$

у главного полюса

$$h'_s \approx 1,1 \frac{Q}{l_a + 0,8\tau}; \qquad (8\text{-}32')$$

для круглых машин

$$h''_s = h'_s = h_s = \frac{Q}{l_a + 0,8\tau} \qquad (8\text{-}32'')$$

Если $l_a + 0,8\tau > 2,3 l_a$, то в знаменатель формулы (8-32) надо вставлять $2,3 l_a$.

Расчет магнитного напряжения станины F_s производится следующим образом:

$$F_s = H_s\left(L_s - \frac{b_m}{2}\right) + H'_s \frac{b_m}{2}. \qquad (8\text{-}33)$$

Таблица 8-1

№ п/п.	Путь	Длина пути, *см*	Сечение пути, *см*^{2}	Индукция, *гс*	Напряженность магнитного поля, *а/см*	Магнитное напряжение, *а*
1	Зубцы					
2	Ярмо якоря					
3	Воздушный зазор					
4	Полюс					
5	Стык полюса со станиной					
6	Станина					
7	Выход из полюса					
	Намагничивающая сила F_μ					
	Размагничивающая сила реакции якоря $F'_{р.я} = k_p F_{р.я}$					
	Намагничивающая сила главного полюса $F_в$					

Напряженность поля H_s находится по B_s, а H'_s — по индукции B'_s (выход из полюса):

$$B'_s = \frac{\sigma\Phi}{2h'_s(l_m + b_m)}, \qquad (8\text{-}34)$$

L_s — длина силовой линии по станине (на один полюс).

Расчетная величина воздушного зазора берется обычно равной:

$$\delta \approx 0{,}01 D_a \qquad (8\text{-}35)$$

с округлением до целого числа или целого с половиной.

В случае выполнения эксцентричного зазора

$$\delta = \delta_э = k_э \delta_ц,$$

где $\delta_ц$ — зазор под центром полюса;
$\delta_э$ — расчетный зазор, находят по кривой фиг. 3-58.

Выбранную величину зазора следует проверить по коэффициенту искажения поля:

$$k_u = \frac{F_z + F_\delta}{F_{р.я}}; \qquad (8\text{-}36)$$

здесь F_z — магнитное напряжение зубцов (на полюс);
F_δ — магнитное напряжение зазора (на полюс);
$F_{р.я}$ — н. с. реакции якоря на полюс:

$$F_{р.я} = \frac{A\tau}{2}. \qquad (8\text{-}37)$$

Величина коэффициента искажения поля должна быть при полном поле для высоковольтных машин порядка 0,9 — 1,2. Для машин с напряжением на коллекторе 750 *в* и ниже $k_u \geqslant 0{,}65 - 0{,}7$. Далее производится ориентировочное вычерчивание магнитной цепи для определения длин силовых линий по полюсу, якорю и станине. Поскольку величина централи известна, а ось экипажа задана, габариты станины приблизительно определяются.

Рекомендуется составить таблицу расчета магнитных напряжений (на полюс) по форме, приведенной в табл. 8-1.

Значение коэффициента k_p дано на кривой фиг. 2-39.

Следует указать, что определение магнитного напряжения зубцов по индукции на одной трети высоты зубца $B_{z^1/_3}$ допустимо только при зубцах малой клиновидности. При значительной разнице в ширине зубца в вершине и у основания величину H_z следует подсчитывать по минимальной, максимальной и средней индукции в зубце по известной формуле

$$H_z = \frac{H_{макс} + H_{мин} + 4H_{ср}}{6}. \qquad (8\text{-}38)$$

Величины напряженности магнитного поля находятся для стали в зависимости от индукции по кривым приложения 1. Следует указать, что кривая *2* для якорной стали (Э12)

дана с приблизительным учетом эффекта частичного прохождения потока через паз и поэтому значения H_z для зубцов якоря находятся по этой кривой без каких-либо дополнительных поправок.

Магнитное напряжение зазора

$$F_\delta = \frac{1}{\mu_0} k_\delta \delta B_\delta = 0{,}8 k_\delta \delta B_\delta, \qquad (8\text{-}39)$$

где k_δ — коэффициент воздушного зазора:

$$k_\delta = \frac{10\delta + t_1}{10\delta + z_1}, \qquad (8\text{-}40)$$

где t_1 — зубцовый шаг по окружности якоря;

z_1 — ширина зубца по окружности якоря.

Величина зазора (стыка) между полюсом и станиной принимается равной 0,01 *см*, и магнитное напряжение для него определяется как:

$$F'_m = 0{,}008 B_m. \qquad (8\text{-}41)$$

В случае двигателя с последовательным возбуждением число витков катушки главного полюса

$$w_c = \frac{F_в}{I}. \qquad (8\text{-}42)$$

В случае двигателя смешанного возбуждения весь указанный выше расчет магнитной системы проводится для режима, соответствующего длительному току параллельной обмотки. Именно к этому режиму относятся рекомендуемые выше насыщения. При этом режиме обычно н. с. параллельной обмотки

$$F_{ш\sim} \approx (0{,}5 - 0{,}6) F_в.$$

С другой стороны, максимальная н. с. параллельной обмотки

$$F_{ш.м} \approx 2F_{ш\sim}.$$

Отсюда получаем, что

$$F_{ш.м} = (1{,}0 - 1{,}2) F_в;$$

$$F_c = (0{,}5 - 0{,}4) F_в.$$

Таким образом, число витков последовательной катушки

$$w_c = \frac{F_c}{I}.$$

Для определения числа витков параллельной катушки надо предварительно найти сечение меди ее

$$q_ш = \frac{2pF_{ш.м} l_{ср}}{44 U_ш} \ [мм^2], \qquad (8\text{-}43)$$

здесь $l_{ср}$ — средняя длина витка параллельной катушки (в метрах), берется предварительно по эскизу магнитной системы и уточняется после размещения катушек;

$U_ш$ — напряжение на параллельной обмотке.

Допустимая длительная плотность тока в катушке $j_ш$ берется по данным (§7-3).

Плотность тока при максимальной н. с.

$$j_{ш.м} \approx 2j_ш.$$

Максимальный ток

$$i_{ш.м} = q_ш j_{ш.м},$$

откуда число витков катушки

$$w_ш = \frac{F_{ш.м}}{i_{ш.м}}. \qquad (8\text{-}44)$$

Определение размеров щеток

Число щеткодержателей $2p_щ$ берется равным числу полюсов. Только в небольших машинах (с волновой обмоткой) трамваев, шахтных и промышленных электровозов часто делают только два щеткодержателя.

Плотность тока под щеткой $j_щ$ берется в пределах 8 — 12 *а/см²*. Площадь соприкосновения щеток одного щеткодержателя

$$Q_щ = \frac{I}{j_щ p_щ} \ [см^2]. \qquad (8\text{-}45)$$

Число щеток на щеткодержатель берется обычно от одной до трех. Размеры щетки подбираются по ГОСТ 2332-43. Обычно применяемые щетки имеют ширину ($b_щ$) — 10; 12,5; 16; 20 и 25 *мм* и длину ($l_щ$) — 25; 32; 40 и 50 *мм*.

Ширина щетки выбирается так, чтобы

$$\gamma = \frac{b_щ}{\beta_к} \approx 2 \div 4$$

и

$$\frac{\beta_к \frac{D_a}{D_к}(u_к - 1 + \gamma + \varepsilon_n u_к)}{\tau(1-\alpha)} \leqslant 0{,}65.$$

Расчет коммутации и добавочных полюсов

Ширина наконечника добавочного полюса определяется по (2-54) или (2-54′). Зазор под добавочным полюсом $\delta_д$ принимается обычно равным зазору под главным полюсом плюс 1—2 *мм*. Реактивная э. д. с. в короткозамкнутой секции подсчитывается по (2-45), требующаяся для ее компенсации индукция под добавочным полюсом по (2-55) и н. с. добавочного полюса по (2-56) или (2-67). Конфигурацию сердечника добавочного полюса следует всегда принимать по фиг. 3-59 и только в случае чрезмерных насыщений в сердечнике полюса переходить на конструкцию фиг. 3-60. В случае применения второго зазора в магнитной цепи добавочных полюсов число витков катушки добавочного полюса может быть предварительно найдено из формулы

$$w_д \approx 1{,}3\frac{N}{8ap} \qquad (8\text{-}46)$$

и уточнено после размещения катушек.

Размещение катушек

По данным § 7-3 задаются плотностью тока в катушках полюсов и определяют по ней сечение меди обмотки. Затем по данным § 3-6 производится размещение катушек на полюсах таким образом, чтобы расстояние между катушками было не меньше 10—12 *мм*. При этом проверяется вписывание двигателя в заданную централь и, если потребуется, производится соответствующая корректировка.

После размещения катушек следует проверить величину индукции в сердечнике добавочного полюса по (2-59′). Она должна быть не выше 8 000—10 000 *гс* для обеспечения достаточной перегрузочной способности машины.

Расчет характеристик

Расчет магнитной характеристики $\Phi = f(F_\mu)$ и скоростной характеристики двигателя $n = f(I)$ производится обычным порядком. Величина размагничивающей силы реакции якоря $F'_{р.я}$ подсчитывается по данным кривых фиг. 2-39:

$$F'_{р.я} = k_p F_{р.я}. \qquad (8\text{-}47)$$

Поток при нагрузке машины находится по н. с.

$$F_\mu = F_в - F'_{р.я}. \qquad (8\text{-}48)$$

Сопротивления обмотки якоря и катушек подсчитываются по известным формулам, причем средние длины витков могут быть приняты равными:

для обмотки якоря средняя длина проводника

$$l_{ср} \approx l_a + 1{,}3\tau; \qquad (8\text{-}49)$$

для катушки главного полюса средняя длина витка

$$l_{ср} = 2(l_a + b_m) + \pi b_{кат} \qquad (8\text{-}50)$$

(где $b_{кат}$ — толщина катушки в поперечном сечении);

для катушки добавочного полюса средняя длина витка

$$l_{ср} = 2l_{mд} + \pi B_{кат}, \qquad (8\text{-}51)$$

где $B_{кат}$ — ширина катушки.

Величины сопротивлений обмоток должны быть отнесены к температуре 75° С — для класса изоляции А и к температуре 100° С — для классов изоляции В и СВ.

Расчет потерь в меди и стали якоря делается по данным § 7-2. Потери на трение щеток вычисляются по формуле

$$P_{тщ} = k' v_к Q_щ 2p_щ \ [вт], \qquad (8\text{-}52)$$

где $v_к$ — окружная скорость коллектора, *м/сек*;
$k' = 0{,}9$ при удельном давлении на щетку 0,35 — 0,45 *кГ/см²*;
$k' = 0{,}6$ при удельном давлении 0,25 — 0,3 *кГ/см²*.

Мощность, затрачиваемая на вращение встроенного вентилятора, находится по (7-23) или (7-29). Потери на трение в подшипниках находятся приблизительно, как 0,2% от подведенной

мощности (при номинальной мощности). Изменяются они, очевидно, пропорционально скорости вращения.

При построении кривой к. п. д. в зависимости от нагрузки машины ГОСТ 2582-50 предписывает определение суммы потерь, как

$$\Sigma P = P_м + P_с + \Delta UI + P_{мех} + P_д, \quad (8\text{-}53)$$

где $P_м$ — потери в меди $I^2 r$;

$P_с$ — потери в стали [формула (7-38)];

ΔUI — переходные потери на коллекторе (ΔU — падение напряжения под щетками, принимается равным 2 *в* для щеток с кабельками и 3 *в* для щеток без кабельков);

$P_{мех}$ — потери на трение щеток, в подшипниках и на вращение встроенного вентилятора;

$P_д$ — добавочные потери при нагрузке (включающие в себя потери в меди от пазового поля и коммутационные, а также увеличение потерь в стали), определяемые в зависимости от потерь в стали:

для токов до $0{,}5 I_{час}$ $\quad P_д = 0{,}22 P_с$;

при $I_{час}$ $\quad P_д = 0{,}3 P_с$;

при $1{,}5 I_{час}$ $\quad P_д = 0{,}45 P_с$;

при $2{,}0\ I_{час}$ $\quad P_д = 0{,}65 P_с$.

Коэффициент полезного действия

$$\eta = \frac{U_н I - \Sigma P}{U_н I}. \quad (8\text{-}54)$$

Полезная мощность

$$P = U_н I \eta \cdot 10^{-3}\ [квт]. \quad (8\text{-}55)$$

Вращающий момент

$$M = 0{,}974 \frac{P}{n}\ [кГм[. \quad (8\ 56)$$

Скорость экипажа v находится по (1-2), а сила тяги — по формуле

$$F = 367 \frac{U_н I \eta_0 \cdot 10^{-3}}{v}\ [кГ], \quad (8\text{-}57)$$

где η_0 — к. п. д. на оси экипажа:

$$\eta_0 = \eta - \Delta_з; \quad (8\text{-}58)$$

$\Delta_з$ — потери в зубчатой передаче (цилиндрической, одноступенчатой), выраженные в процентах от подведенной мощности, даны в ГОСТ 2582-50 для различных нагрузок в процентах от подведенной мощности.

Для номинального режима $\Delta_з = 2{,}5\%$. При двухступенчатой цилиндрической или какой-либо другой передаче исходят из заданного к. п. д. передачи $\eta_з$ и определяют силу тяги по формуле (1-4).

Определение веса двигателя

Предварительное определение веса двигателя может быть произведено по формуле

$$G = кM_{час}^{2/3}\ [кГ], \quad (8\text{-}59)$$

где $M_{час}$ — часовой момент, *кГм*;

$к = 65 - 70$ при осевой подвеске машины,

$U_{сн} = 3\,000\ в$ и $2p = 4$;

$к = 58 - 63$ при независимой подвеске,

$U_{сн} = 3\,000\ в$ и $2p = 4$;

$к = 48$ при осевой подвеске,

$U_{сн} \leqslant 750\ в$ и $2p = 4$;

$к = 43$ при независимой подвеске,

$U_{сн} \leqslant 750\ в$ и $2p = 4$;

$к = 42$ при осевой подвеске,

$U_{сн} \leqslant 750\ в$ и $2p = 6$;

$к = 38$ при независимой подвеске,

$U_{сн} \leqslant 750\ в$ и $2p = 6$.

Указанные значения коэффициента $к$ относятся к вентилированным машинам. Для закрытых шахтных машин с осевой подвеской $к = 45—50$, с независимой подвеской $к = 50—55$.

8-2. ТЯГОВЫЕ ОДНОФАЗНЫЕ КОЛЛЕКТОРНЫЕ ДВИГАТЕЛИ

Для проектирования задаются те же исходные данные, что и в § 8-1, но за расчетную мощность принимают мощность длительную при скорости, равной 70% от максимальной, к которой относятся все рекомендуемые ниже нагрузки машины (часовая мощность составляет 110—115% от длительной мощности). Кроме того, величина напряжения двигателя выбирается при расчете его.

Выбор передачи и скорости вращения машины производится так же, как и в § 8-1. Скорость вращения двигателя лежит в пределах 1 100—1 250 об/мин и ограничением ее служит только окружная скорость коллектора, которая при максимальной скорости не должна превосходить 50 *м/сек*, а при номинальной 35 *м/сек*.

Определение основных параметров

Как указывалось в гл. 5, трансформаторная э. д. с. e_t принимается равной 3 *в*, если в обмотке якоря не применяются проводники сопротивления. Поток машины находится по (5-30′). Число полюсов находится по формуле

$$2p = \frac{2P}{\left(\frac{P}{p}\right)},$$

где P — мощность двигателя, *квт*;

$\frac{P}{p}$ — допустимая мощность на пару полюсов (см. § 5-3 и 5-4).

Округление числа полюсов $2p$ можно производить только вверх.

Величина диаметра якоря (ротора) D_a может быть определена по кривой фиг. 8-10.

При осевой подвеске необходимо, чтобы

$$D_a \leqslant 1{,}15\,A. \tag{8-60}$$

При независимой подвеске с торсионным валом

$$D_a \leqslant 1{,}1\,A, \tag{8-60'}$$

где A — централь передачи.

Диаметр коллектора $D_к \approx 0{,}8\,D_a$, а полюсное деление по коллектору

$$\tau_к = \frac{\pi D_к}{2p} \tag{8-61}$$

должно быть не менее 120 *мм* (желательно, конечно, больше).

Величина коллекторного деления $= \frac{\pi D_к}{K}$ выбирается в пределах 4,1—4,7 *мм*, откуда может быть найдено предварительно число коллекторных пластин K.

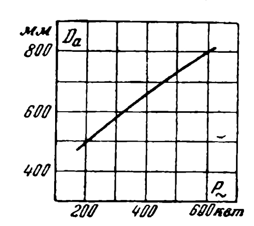
Электродвижущая сила двигателя

$$E = \frac{e_t v_к}{\pi f \beta_к}, \tag{8-62}$$

причем $v_к$ — *см/сек*, а $\beta_к$ — *см*.

Напряжение на зажимах двигателя

$$U = (1{,}1 - 1{,}15)\,E.$$



Фиг. 8-10. Значения диаметра якоря.

Ток машины

$$I = \frac{P \cdot 10^3}{U\eta \cos\varphi}, \tag{8-63}$$

где $\eta \approx 0{,}9$ для частоты $f = 16\frac{2}{3}$ или 25 *гц*;

$\eta \approx 0{,}85$ для частоты $f = 50$ *гц*;

$\cos\varphi \approx 0{,}95$ для частоты $f = 16\frac{2}{3}$ или 25 *гц*;

$\cos\varphi \approx 0{,}9$ для частоты $f = 50$ *гц*.

Поскольку в однофазных коллекторных двигателях применяется почти исключительно простая петлевая обмотка, то ток в параллельной цепи ее

$$i_a = \frac{I}{2a} = \frac{I}{2p}. \tag{8-64}$$

Тогда линейная нагрузка

$$A = \frac{2Ki_a}{\pi D_a}. \tag{8-65}$$

Величина A не должна превосходить 525 *а/см* для крупных двигателей и 350 — 450 *а/см* для моторвагонных.

Число пазов на полюс желательно выбирать равным:

$$\frac{Z}{2p} = 9{,}5 \text{ или } 10{,}5, \tag{8-66}$$

откуда может быть определено число пазов Z и уточнено число коллекторных пластин K. Число коллекторных пластин на паз

$$u_к = \frac{K}{Z} \tag{8-67}$$

должно быть целым числом. Соответственно уточняются значения A, E, U и I.

Расчет активного слоя якоря

Задаваясь величиной фактора нагрева якоря Aj_a, находим величину плотности тока в обмотке якоря

$$j_a = \frac{A j_a}{A}. \qquad (8\text{-}68)$$

Величина Aj_a для класса изоляции B или CB может быть взята порядка 2 500 — 3 500 для машин с независимой вентиляцией и 2 000 — 2 500 для самовентилированных двигателей. Сечение меди обмотки

$$q_a = \frac{i_a}{j_a} \ [\text{мм}^2]. \qquad (8\text{-}69)$$

Изоляция и размещение меди в пазах приведены в § 3-4. Здесь следует указать, что ввиду высокой периодичности вращения рассматриваемых двигателей проводники, как правило, разделяются по высоте на 2 или 3 части. Размеры меди обмотки якоря должны быть подобраны так, чтобы отношение высоты паза к ширине было равно

$$\frac{h_z}{b_z} = 4 - 5.$$

Шаги обмотки, параметры уравнительных соединений подсчитываются аналогично § 8-1.

Полюсная дуга главного полюса машины

$$b_p = \tau - b_д - 2a + 2\delta, \qquad (8\text{-}70)$$

где τ — полюсное деление;

$b_д$ — ширина наконечника добавочного полюса:

$$b_д = (1{,}7 - 2{,}0)\, t_1; \qquad (8\text{-}71)$$

t_1 — зубцовое деление по окружности якоря;

a — шлиц большого паза (фиг. 5-6).

Величина его может быть принята равной 12—14 *мм*.

Длина стального пакета якоря определяется по (8-26), причем индукцию в зубцах якоря $B_{z^1/_3}$ берут порядка 17 000 *гс*. Далее аналогично § 8-1, находят индукцию в зазоре и в спинке якоря, определяют магнитные напряжения их (F_z, F_δ и F_a).

Для однофазных коллекторных двигателей применяется обычно электротехническая сталь Э31 (ввиду значительных потерь в стальных пакетах якоря и статора и небольших насыщений). Напряженность магнитного поля находится по кривой 5 приложения 1.

Коэффициент воздушного зазора определяют предварительно

$$k_\delta = \left[\frac{t_1 + 10\delta}{(t_1 - a) + 10\delta} - 1\right] 1{,}5 + 1, \qquad (8\text{-}72)$$

где a — шлиц паза якоря (4 — 5 *мм*). При открытом пазе $a = b_z$

Величина воздушного зазора δ принимается равной 2,5 — 3 *мм*.

Полная н. с. возбуждения

$$F_в \approx 1{,}2(F_z + F_\delta + F_a) \qquad (8\text{-}73)$$

и уточняется после размещения обмоток в пазах статора.

Число витков обмотки возбуждения

$$w_в \approx \frac{F_в a_в}{\sqrt{2}\, I}, \qquad (8\text{-}74)$$

где $a_в$ — число параллельных цепей обмотки возбуждения (обычно $a_в = 2p$, но иногда делают $a_в$ меньше или даже соединяют все полюса последовательно).

Расчет коллектора, коммутации и добавочных полюсов

Расчет коллектора и щеток производится аналогично § 8-1.

Ширина щетки $b_щ$ берется равной 12,5 или 10 *мм*, что обеспечивает величину перекрытия $\gamma = 2{,}5 - 3{,}0$.

Реактивная э. д. с. подсчитывается по (2-45), причем величина проводимости при полузакрытом пазе (фиг. 5-5):

$$\lambda_{п1} = \mu_0 \left(\frac{h_0}{a} + \frac{2h_1}{a + b_z}\right). \qquad (8\text{-}75)$$

Число витков компенсационной обмотки, лежащей в собственных пазах, определяется из условий компенсации н. с. реакции якоря под полюсной дугой. Эта н. с. равна:

$$F_{р.я(\alpha)} = F_{р.я}\alpha = \frac{A \cdot \tau}{2}\alpha, \qquad (8\text{-}76)$$

откуда число витков компенсационной обмотки на полюс

$$w_к = \frac{F_{р.я(\alpha)} a_к}{I}, \qquad (8\text{-}77)$$

где $a_к$ — число параллельных цепей компенсационной обмотки (обычно $a_к = 2p$). Число проводников компенсационной обмотки будет $2w_к$. Число пазов компенсационной обмотки на полюс делают от 4 до 6.

Оставшаяся нескомпенсированная часть н. с. реакции якоря

$$F_{р.я(1-\alpha)} = F_{р.я}(1-\alpha) k_\gamma \qquad (8\text{-}78)$$

гасится либо частью компенсационной обмотки, лежащей в большом пазу, либо обмоткой добавочных полюсов, в которой предусматривается соответствующая н. с.

Коэффициент k_γ в (8-78) учитывает снижение фактической н. с. реакции якоря, так как часть витков якоря, находящаяся в коммутационной зоне, не участвует в создании н. с. $F_{р.я}$.

Этот коэффициент

$$k_\gamma = 1 - \frac{\gamma}{K/2p} \qquad (8\text{-}79)$$

и его необходимо учитывать в рассматриваемом типе двигателя ввиду относительно малого числа коллекторных пластин на полюсное деление сравнительно с аналогичными машинами постоянного тока.

Далее вычисляются требуемые для компенсации реактивной и трансформаторной э. д. с. индукции и н. с. по (5-13), (5-14), (5-16) и (5-17) и производится построение диаграмм фиг. 5-12,*а* или 5-12,*б* (в зависимости от способа выполнения компенсационной обмотки — см. § 5-2) для определения токов в обмотке добавочного полюса $I_д$ и параллельно включенном сопротивлении I_R. Число витков обмотки добавочного полюса находится по (5-18) или (5-19).

По тем же диаграммам фиг. 5-12 находятся эффективные сопротивления цепи добавочных полюсов $r'_д$ и $x'_д$ (5-23), (5-24) и величина активного сопротивления R по (5-27).

Размещение статорных обмоток и расчет магнитной системы

Плотность тока в статорных обмотках (изоляция классов В и СВ) принимается 5—6 *а/мм*² для компенсационной обмотки и 4,5—5,0 *а/мм*² для обмоток добавочных полюсов и возбуждения, лежащих в больших пазах. По принятой плотности тока определяют необходимое сечение меди обмоток, производят размещение их в пазах и определяют размеры пазов согласно данным § 5-1.

Наиболее целесообразное решение этой задачи достигается после вычерчивания нескольких вариантов размещения, причем рекомендуется руководствоваться следующим.

Индукцию в зубцах статора по $^1/_3$ высоты зубца от расточки берут не свыше 17 500 *гс*. Обозначая через $Z_к$ число малых зубцов на полюс (оно на единицу больше числа пазов компенсационной обмотки) и через $z'_{1/3s}$ расчетную толщину зубца статора (с учетом штамповки), найдем:

$$B_{z^1/_3 s} = \frac{\sigma \Phi_m}{Z_к z'_{1/3 s} \cdot l_a \cdot 0,94}, \qquad (8\text{-}80)$$

где коэффициент рассеяния может быть принят предварительно равным $\sigma = 1,07$. Из (8-80) может быть найдена нужная величина толщины зубца.

Отношение ширины наконечника добавочного полюса $b_д$ (фиг. 5-6) к ширине его сердечника в самом узком месте не должно быть больше 2,5, что обеспечивает отсутствие чрезмерных насыщений в сердечнике его [см. также формулу (8-87)].

После размещения обмоток и определения размеров пазов статора может быть уточнен коэффициент рассеяния главного полюса

$$\sigma = 1 + \frac{\Phi_s}{\Phi_m}, \qquad (8\text{-}81)$$

где поток рассеяния

$$\Phi_s = 2(\lambda'_п + \lambda_к)(F_\delta + F_z + F_a) l_a. \qquad (8\text{-}82)$$

Проводимость по пазовой части $\lambda'_п$ находится по (5-7) с подстановкой

в последний член ее коэффициента 2 вместо 3. Проводимость по коронкам зубцов определяется по (5-8). Также уточняется значение коэффициента воздушного зазора, ранее определенное по (8-72) как произведение коэффициента k_δ для якоря и статора в зоне пазов компенсационной обмотки.

Индукция в спинке статора (фиг. (5-6)

$$B_s = \frac{c\Phi_m}{0{,}94 \cdot 2 l_a h_s} \qquad (8\text{-}83)$$

может быть допущена до 14 000—15 000 *гс*, чем определяется высота спинки h_s и внешний диаметр статорной стали D_s. Обычно $D_s = (1{,}25 - 1{,}3)\, D_a$, причем, по возможности, величину D_s следует подбирать с расчетом штамповки с минимальными отходами, т. е. из ряда: 560—650—740—850—990 *мм*. После определения D_s производят проверку вписывания двигателя в заданную централь.

По индукциям в зубцах и спинке статора и кривой *5* приложения 1 находят напряженности магнитного поля H и магнитные напряжения зубцового слоя статора $F_{zc} = H_{zc} \cdot h_\kappa$ (где h_κ — высота паза компенсационной обмотки) и спинки статора $F_s = 0{,}6 H_s L_s$, (где L_s —длина силовой линии по спинке статора на один полюс), после чего может быть уточнена н. с. $F_в$, ранее найденная по (8-73), и окончательно установлено число витков обмотки возбуждения $w_в$ (8-74). Расчеты удобно свести в таблицу, подобную табл. 8-1.

Магнитную характеристику машины целесообразно вычислить как $\Phi_m = f(I_\mu)$, где ток намагничивания

$$I_\mu \approx I = \frac{F_в a_в}{\sqrt{2}\, w_в}. \qquad (8\text{-}84)$$

Поток рассеяния добавочного полюса

$$\Phi_{s\partial} = 2(\lambda_n' + \lambda_\kappa)\, l_a F_{\partial,\kappa}, \qquad (8\text{-}85)$$

где проводимость λ_n' находится по (5-6) при подстановке в последний член ее коэффициента 2 вместо 3, а $F_{\partial,\kappa}$ есть н. с. катушек добавочного полюса и компенсационной, расположенной в большом пазу:

$$F_{\partial,\kappa} = \sqrt{[F_{\delta R} + F_{p.я}(1-\alpha)\, k_\gamma]^2 + F_{\delta t}^2}. \qquad (8\text{-}86)$$

Индукция в добавочном полюсе (большом зубце) на высоте его, соответствующей расположению добавочной катушки (фиг. 5-6):

$$B_{m\partial} = \frac{\Phi_\partial + \Phi_{s\partial}}{b_{m\partial}\, l_a \cdot 0{,}94}, \qquad (8\text{-}87)$$

где поток добавочного полюса Φ_∂ находится по (5-22). Величина индукции $B_{m\partial}$ не должна быть выше 8 000—10 000 *гс*,

Надо указать, что ограничение по насыщению в магнитной цепи добавочных полюсов наступает часто скорее по насыщению зубцов якоря, чем по насыщению сердечника добавочного полюса, что необходимо иметь в виду при построении характеристики намагничивания добавочных полюсов.

Расчет характеристик

Индуктивные сопротивления обмоток машины определяются по (5-3) и (5-25).

Активные сопротивления, отнесенные к температуре 100° С, подсчитываются обычным способом по числу витков обмотки, ее сечению и средней длине витка. Эффективное расчетное активное сопротивление определяется по (5-26).

Напряжение на зажимах двигателя (фиг. 5-8,*а*)

$$U = \sqrt{(E + Ir + 2)^2 + (E_L + Ix)^2}, \qquad (8\text{-}88)$$

а коэффициент мощности

$$\cos\varphi = \frac{E + Ir + 2}{U}, \qquad (8\text{-}89)$$

где величины э. д. с. E и E_l находятся по (5-1) и (5-10).

Вычисление скоростной характеристики при заданном значении напряжения U выполняется по (8-88) путем нахождения для данного тока I значения э. д. с. E и определения по ней величины потока Φ и скорости вращения n (5-10). Поток Φ находится по

магнитной характеристике машины по току I.

Потери в меди обмоток относятся к температуре 100° С. Коммутационные потери в меди обмотки якоря рассчитываются по данным § 7-2. Дополнительные потери в меди статорных обмоток от поверхностного эффекта (они могут иметь заметную величину только при частоте 50 *гц* и высоких проводниках) могут быть найдены по [Л. 4]. Потери на трение щеток, в подшипниках, на вращение встроенного вентилятора и переходные потери на коллекторе определяются, как и в § 8-1.

Потери в стали определяются следующим образом, исходя из применения стали Э31 (ГОСТ 802-54) с удельными потерями 2,0 *вт/кГ* при $f = 50$ *гц*.

Удельные потери на гистерезис можно принять равными:

$$p_г = 3{,}3\left(\frac{f}{100}\right)\ [вт/кг], \qquad (8\text{-}90)$$

а на вихревые токи

$$p_в = 5{,}6\left(\Delta\frac{f}{100}\right)^2\ [вт/кг], \qquad (8\text{-}91)$$

где Δ — толщина листа, *мм*; при $\Delta = 0{,}5$ *мм* величина

$$p_в = 1{,}4\left(\frac{f}{100}\right)^2\ [вт/кг]. \qquad (8\text{-}91')$$

Потери в стали статора

$$P_{cs} = 1{,}5(p_г + p_в)\left[\left(\frac{B_{z^1/_3s}}{10\,000}\right)^2 G_{zc} + \left(\frac{B_s}{10\,000}\right)^2 0{,}6G_s\right], \qquad (8\text{-}92)$$

где G_{zs} и G_s — веса стали зубцов статора и спинки статора, *кг*.

Потери в стали якоря

$$P_{ca} = 2{,}5\left[P_{caг}\frac{n}{n_c} + P_{caв}\left(\frac{n}{n_c}\right)^2\right], \qquad (8\text{-}93)$$

где потери на гистерезис при неподвижном якоре

$$P_{caг} = p_г\left[\left(\frac{B_{z^1/_3}}{10\,000}\right)^2 G_z + \left(\frac{B_a}{10\,000}\right)^2 G_a\right], \qquad (8\text{-}94)$$

а потери на вихревые токи при неподвижном якоре

$$P_{caв} = p_в\left[\left(\frac{B_{z^1/_3}}{10\,000}\right)^2 G_z + \left(\frac{B_a}{10\,000}\right)^2 G_a\right], \qquad (8\text{-}95)$$

где G_z и G_a — веса стали зубцов якоря и спинки якоря, *кГ*;

n_c — синхронная скорость вращения:

$$n_c = \frac{60f}{p}. \qquad (8\text{-}96)$$

Сумма потерь в стали составит, таким образом,

$$P_c = P_{cs} + P_{ca}. \qquad (8\text{-}97)$$

Сумма расчетных потерь ΣP определяется по (8-53); к. п. д. как:

$$\eta = \frac{UI\cos\varphi - \Sigma P}{UI\cos\varphi} \qquad (8\text{-}98)$$

и полезная мощность

$$P = UI\cos\varphi\eta\cdot 10^{-3}\ [квт]. \qquad (8\text{-}99)$$

Определение момента, скорости экипажа и силы тяги делается согласно данным § 8-1.

Следует, наконец, указать, что действительные потери в самой машине будут меньше ΣP на величину

$$I^2 r'_д - I_д^2 r_д, \qquad (8\text{-}100)$$

где $r_д$ — фактическое активное сопротивление обмотки добавочных полюсов.

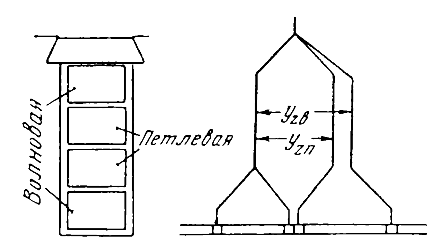
Эта разница представляет собой потери в сопротивлении, шунтирующем обмотку добавочных полюсов, которые могут быть определены формулой

$$P_R = I_R^2 R. \qquad (8\text{-}101)$$

8-3. ТЯГОВЫЕ ГЕНЕРАТОРЫ

При проектировании тяговых генераторов тепловозов, где эти машины преимущественно применяются, задается длительная мощность генератора P, скорость вращения n, номинальное напряжение $U_{гн}$ и максимальное $U_{гм}$.

Диаметр якоря генератора должен быть выбран из ряда: 650—740—850—



Фиг. 8-11. Лягушечья обмотка.

990 *мм*. При существующих параметрах локомотивов больших диаметров якоря пока не требуется, так как длина стального пакета l_a в этих машинах не превосходит цифры 500 *мм*, при которой еще возможно осуществление достаточно эффективной аксиальной вентиляции генератора.

Число полюсов генератора $2p$ берут обычно 8 или 10.

Обмотка якоря делается или простой петлевой, или при больших мощностях двухходовой петлевой или лягушечьей. В связи с тем, что двухходовая петлевая обмотка по ряду причин не всегда конструктивно целесообразна и не всегда хорошо коммутирует, рекомендуется в этих случаях применение лягушечьей обмотки, имеющей число параллельных цепей $2a = 2m(2p)$. Она состоит из m ходовой петлевой обмотки (обычно одноходовой или двухходовой) и mp ходовой волновой с шагом по коллектору

$$y_{кв} = \frac{K - mp}{p}. \qquad (8\text{-}102)$$

Как видно из фиг. 8-11, каждый слой обмотки (сторону якорной катушки) приходится изолировать на полное напряжение относительно корпуса, что вызывает некоторую дополнительную потерю места по высоте паза. Однако при большом диаметре якоря это не имеет существенного значения.

Шаг по пазам петлевой обмотки $y_{zп}$ делается либо диаметральным, либо с укорочением $\varepsilon_п = {}^1/_2$. Шаг по пазам волновой обмотки $y_{zв}$ должен быть выполнен соответственно либо также диаметральным, либо с удлинением, $\varepsilon_п = \frac{1}{2}$. Только при указанных условиях лягушечья обмотка выполнима. Фактор нагрева обмотки якоря Aj_a для длительного режима может быть взят до 2 500 при классе изоляции В или до 3000 для СВ. Насыщения в магнитной цепи генератора должны быть подобраны по максимальной величине напряжения $U_{гм}$, причем индукцию в зубцах якоря не следует брать выше 21 000 *гс*. Так как номинальный режим работы генератора соответствует обычно напряжению порядка 65% от максимального, то при этом номинальном режиме генератор насыщен слабо, что и позволяет иметь значительные нагрузки в меди обмотки.

Величина воздушного зазора делается обычно порядка 5—7 *мм*. Обмотка добавочных полюсов генератора, выполняемая из голой меди (фиг. 4-3), позволяет иметь в ней плотность тока около 5 *а/мм*². Что касается катушки главных полюсов, то, учитывая возможность работы генератора при максимальном напряжении (движение с большой скоростью), плотность тока в ней при номинальном режиме не рекомендуется брать выше 1,5 *а/мм*² (с тем, чтобы при максимальном напряжении она не превосходила 4 *а/мм*²).

В остальном методика проектирования, изложенная в § 8-1, может быть применена также и для рассматриваемых машин.

8-4. ВСПОМОГАТЕЛЬНЫЕ МАШИНЫ

Ввиду чрезвычайно большого разнообразия типов вспомогательных машин не представляется возможным и целесообразным давать здесь конкретные рекомендации по выбору параметров той или иной машины. При проектировании следует исходить из следующих общих положений:

а) перегрев обмоток высоковольтных машин (на 1 500 и 3 000 *в*) рекомендуется, по соображениям надежности работы, иметь с запасом не менее 15—20° С против разрешаемого ГОСТ 2582-50;

б) основным параметром, определяющим работоспособность высоковольтных машин, являются коммутационные и потенциальные условия на коллекторе, определяемые, в частности, формулой (2-99);

в) генераторы собственных нужд должны изготовляться слабо насыщенными для облегчения условий регулирования их напряжения;

г) возбудители тяговых генераторов с радиально-расщепленными полюсами должны выполняться со слабым насыщением станины (в том месте, где потоки складываются) и спинки якоря (фиг. 4-12). При расчете магнитного напряжения мостиков насыщения в этих машинах необходимо учитывать параллельно включенный воздушный зазор δ в пределах контура полюса и краевой эффект за пределами контура полюса. Последний обычно увеличивает проводимость параллельно включенного в пределах контура полюса воздушного зазора

$$\lambda_в = \mu_0 \frac{Q_\delta}{\delta} \qquad (8\text{-}103)$$

на 2—4 единицы. Здесь Q_δ — сечение зазора в пределах контура полюса, $см^2$.

В остальном проектирование вспомогательных машин может выполняться по методике § 8-1 с учетом сказанного в § 4-2 и § 4-3 об этих машинах. Данные по допустимым нагрузкам меди обмоток следует брать по аналогичным построенным машинам и проверять тепловым расчетом (§ 7-3).

8-5. ТЯГОВЫЕ АСИНХРОННЫЕ КОРОТКОЗАМКНУТЫЕ ДВИГАТЕЛИ

Для проектирования задаются те же данные, что и для двигателя постоянного тока, но мощность P обычно относится к длительному режиму. Кроме того, задается частота питающего тока, соответствующая расчетной мощности. Подбор передаточного числа может быть произведен согласно § 8-1, но при этом необходимо увязать полученное значение i с числом полюсов двигателя, поскольку

$$n_c = \frac{60f}{p}. \qquad (8\text{-}104)$$

Наиболее целесообразно иметь число полюсов машины $2p$ в пределах 6—10, однако следует учесть, что уменьшение числа полюсов, хотя и вызывает повышение скорости вращения машины, но одновременно приводит к относительному увеличению аксиальной длины (из-за удлинения лобовых частей обмотки) и размера станины по диаметру (из-за увеличения высоты спинки статора). Поэтому, повидимому, более целесообразно применять машины с большим числом полюсов (8, 10) при относительно высокой частоте питающего тока (до 100—130 *гц* при максимальной скорости).

Определение основных параметров

Диаметр стали статора двигателя D_s может быть выбран, поскольку известна централь передачи A, по возможности вписывания в нее (для той или иной применяемой системы передачи).

Отношение диаметров

$$\frac{D_s}{D_a} = 1{,}3 - 1{,}4. \qquad (8\text{-}105)$$

Тем самым определяется диаметр расточки статора D_a. Иначе диаметр расточки статора для осевой подвески может быть подобран приблизительно по формуле

$$D_a \leqslant 1{,}1A, \qquad (8\text{-}106)$$

для независимой подвески с торсионным валом — по формуле

$$D_a \leqslant 1{,}05A. \qquad (8\text{-}107)$$

Ток двигателя при трехфазном питании $(m_1 = 3)$

$$I_1 = \frac{P}{\sqrt{3}\,U\eta\cos\varphi}, \qquad (8\text{-}108)$$

где U — линейное напряжение; $\eta \approx 0{,}9$ и $\cos\varphi \approx 0{,}9$.

Поскольку при трехфазном питании обмотки статора соединяются в звезду, найденное значение тока является также фазовым.

Число эффективных витков фазы обмотки статора

$$w_1 = \frac{A\pi D_a}{2m_1 I_1}, \qquad (8\text{-}109)$$

где величина линейной нагрузки A может быть взята до $550 \div 650$. Число пазов статора может быть взято приблизительно равным

$$Z_1 \approx (0{,}1 - 0{,}14)\,D_s, \qquad (8\text{-}110)$$

где D_s в миллиметрах, и округлено таким образом, чтобы число пазов на полюс-фазу q_1 было целым числом.

Число эффективных проводников в пазу

$$u_{э1} = \frac{2w_1 m_1}{Z_1}. \qquad (8\text{-}111)$$

Число проводников в пазу

$$u_1 = u_{э1} a a', \quad (8\text{-}112)$$

где a — число параллельных цепей обмотки на фазу;

a' — число параллельных проводов в катушке.

Величина u_1 должна при двухслойной обмотке делиться на $2a'$.

Эффективное сечение меди статорной обмотки определяется допустимой плотностью тока

$$j_1 = \frac{(Aj_1)}{A} \ [a/мм^2], \quad (8\text{-}113)$$

где величина фактора нагрева (Aj_1) может быть взята около 3 000 для классов изоляции B и CB.

Сечение меди

$$q_1 = \frac{I_1}{j_1} \ [мм^2]. \quad (8\text{-}114)$$

По полученному значению q_1 подбирают размеры провода (обычно прямоугольного изолированного ПСД, ПСДК), число параллельных проводов, число параллельных цепей, корректируют значение u_1, w_1 и A и производят размещение меди в пазу, руководствуясь данными § 6-1. При этом желательно иметь отношение высоты паза к ширине

$$\frac{h_z}{b_z} \approx 4 - 5.$$

Паз делается либо открытый, либо полузакрытый со шлицем 5—6 *мм*. Шаг обмотки (двухслойный) выбирается с укорочением β, близким к 0,8 (для двухфазной обмотки желательное укорочение составляет около 0,7, но обычно берут его несколько больше).

Число пазов ротора выбирается четным и с таким расчетом, чтобы

$$Z_2 \neq Z_1 \pm 2p;$$

$$Z_2 \neq Z_1 \pm p. \quad (8\text{-}115)$$

Электродвижущая сила, индуктированная в стержне обмотки ротора:

$$E_2 = \frac{1}{\sigma_1} U_{1ф} \frac{1}{2w_1 k_{w1}}, \quad (8\text{-}116)$$

где $U_{1ф}$ — фазовое напряжение обмотки статора;

k_{w1} — обмоточный коэффициент обмотки статора;

σ_1 — коэффициент рассеяния ($\sigma_1 = 1,03 - 1,05$).

Ток в стержне обмотки ротора

$$I_2 = \frac{1,03P \cdot 10^3}{Z_2 E_2 (1 - s)}, \quad (8\text{-}117)$$

где s — скольжение ($s = 0,03 - 0,05$).

Сечение стержня обмотки ротора определяется по току I_2, исходя из плотности тока 7—9 *а/мм²*. Сечение короткозамыкающего кольца берут в 4—6 раз больше, чем сечение стержня. Обмотку ротора наиболее целесообразно выполнять из сплава силумина (96%) с медью (4%). Этот сплав при температуре 20° С имеет проводимость $\gamma = 15$ *м/ом·мм²*, а при перегреве 100° С — около 12 *м/ом·мм²*. Размеры паза ротора подбираются такими, чтобы высота его была не более 30 *мм*. Ширину шлица делают около 2 *мм*.

Магнитный поток машины

$$\Phi = \frac{\frac{1}{\sigma_1} U_{1ф} \cdot 10^8}{4,44 f w_1 k_{w1}}. \quad (8\text{-}118)$$

Длина стального пакета статора и ротора

$$l_a = \frac{2p\Phi}{B_{z1^1/_3} \alpha_i z'_{1^1/_3} Z_1 \cdot 0,94} \ [см], \quad (8\text{-}119)$$

где $z'_{1^1/_3}$ — толщина зубца статора (с учетом штамповки) на $^1/_3$ высоты его от расточки, определяется по размерам расточки и паза статора;

$$\alpha_i = \frac{2}{\pi} = 0,637;$$

$B_{z1^1/_3}$ — индукция в зубцах статора на $^1/_3$ высоты зубца, берется не выше 17 000—18 000 *гс*.

Расчет магнитной системы

Индукция в воздушном зазоре

$$B_\delta = \frac{\Phi}{\alpha \tau l_a}, \quad (8\text{-}120)$$

где τ — полюсное деление по расточке статора.

Индукцию в спинке статора

$$B_s = \frac{\sigma_1 \Phi}{2h_s \cdot 0,94 l_a} \quad (8\text{-}121)$$

следует брать не выше 15 000—16 000 *гс*, чем определяется высота спинки статора h_s.

Индукция в зубцах ротора

$$B_{z2^1/_3}=\frac{2p\Phi}{l_a\alpha_i z'_{2^1/_3}Z_2\cdot 0{,}94}, \quad (8\text{-}122)$$

где $z'_{2^1/_3}$ — толщина зубца ротора (с учетом штамповки) на $^1/_3$ высоты его от его основания, определяется по размерам паза ротора и диаметру его.

Величина этой индукции всегда меньше (в короткозамкнутой машине), чем $B_{z1^1/_3}$, но во всяком случае не должна ее превосходить.

Индукцию в спинке ротора

$$B_a=\frac{\Phi}{2h'_a\cdot 0{,}94l_a} \quad (8\text{-}123)$$

следует брать не свыше 12 000—14 000 *гс*, чем определяется эффективная высота спинки ротора h'_a, а по ней диаметр и число вентиляционных каналов (8-28).

Для определения магнитного напряжения зазора находится коэффициент воздушного зазора k_δ, определяемый как произведение этих коэффициентов для статора и ротора, найденных по (8-40).

Магнитное напряжение зазора (на пару полюсов, как принято определять в асинхронных машинах) равно:

$$F_\delta=1{,}6k_\delta\delta B_\delta, \quad (8\text{-}124)$$

где величина зазора $\delta=1{,}5$—2 *мм* для крупных машин.

Значения напряженности магнитного поля H для пути магнитного потока по стали находятся по кривым приложения 1: для зубцов — по кривой *6*, для спинки — по кривой *7*, после чего определяют магнитные напряжения этих частей пути. Расчеты удобно свести в таблицу (табл. 8-1). Следует отметить, что при сильно выраженной клиновидности зубцов статора и ротора расчет магнитных напряжений их следует производить по трем сечениям.

Намагничивающий ток

$$I_\mu=\frac{pF_\mu}{0{,}9m_1w_1k_{w1}}, \quad (8\text{-}125)$$

где F_μ — сумма магнитных напряжений на пару полюсов.

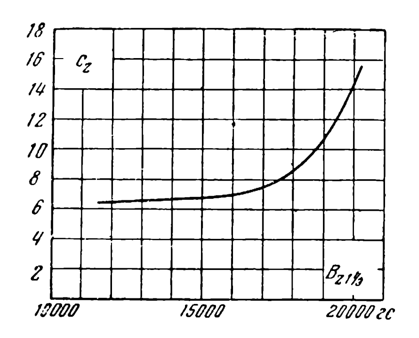
Расчет характеристик

Активное сопротивление фазы обмотки статора находится обычным способом, причем средняя длина витка может быть принята равной:

$$l_{cp}=2l_a+2(1{,}8\beta\tau), \quad (8\text{-}126)$$

где β — укорочение шага обмотки.

Активное сопротивление фазы обмотки ротора находится по (6-23). Индуктивные сопротивления фаз обмоток статора и ротора находятся по (6-21) и (6-22).



Фиг. 8-12. К определению потерь в стали.

Приведенные к эквивалентной схеме (с вынесенным на зажимы сети намагничивающим контуром) сопротивления обмоток находятся по (6-3), (6-7) и (6-12), после чего может быть построена круговая диаграмма по М. П. Костенко [Л. 2] и определены все параметры машины для номинального режима и во всем диапазоне скольжений.

Значения максимального и пускового моментов могут быть также определены по (6-1) и (6-11).

Потери в стали статора машины могут быть найдены (для стали Э12) как

$$P_c=4{,}5G_s\left(\frac{B_s}{10\,000}\right)^2+c_zG_z\left(\frac{B_{z1^1/_3}}{10\,000}\right), \quad (8\text{-}127)$$

где G_s — вес стали спинки статора, *кг*;
G_z — вес стали зубцов статора, *кг*.

Коэффициент c_z находится по кривой фиг. 8-12.

Потери $P_{мех}$ на трение в подшипниках и на вращение встроенного вентилятора (если он имеется) находятся по данным § 8-1. Добавочные потери $P_{д}$ принимаются равными 0,5% от подведенной активной мощности.

Значение тока в стержне ротора может быть найдено из круговой диаграммы как

$$I_2 = \frac{2m_1 c_1 w_1 k_{w1}}{Z_2} I'_2, \qquad (8\text{-}128)$$

где I'_2 — приведенный ток ротора из диаграммы.

Величину скольжения в зоне малых скольжений целесообразно вычислять по формуле

$$s = \frac{P_{м2}}{P_{м2} + P_{мех} + P_{д} + P}, \qquad (8\text{-}129)$$

где $P_{м2}$ — потери в меди ротора $(m_1 I'^2_2 r''_2)$;

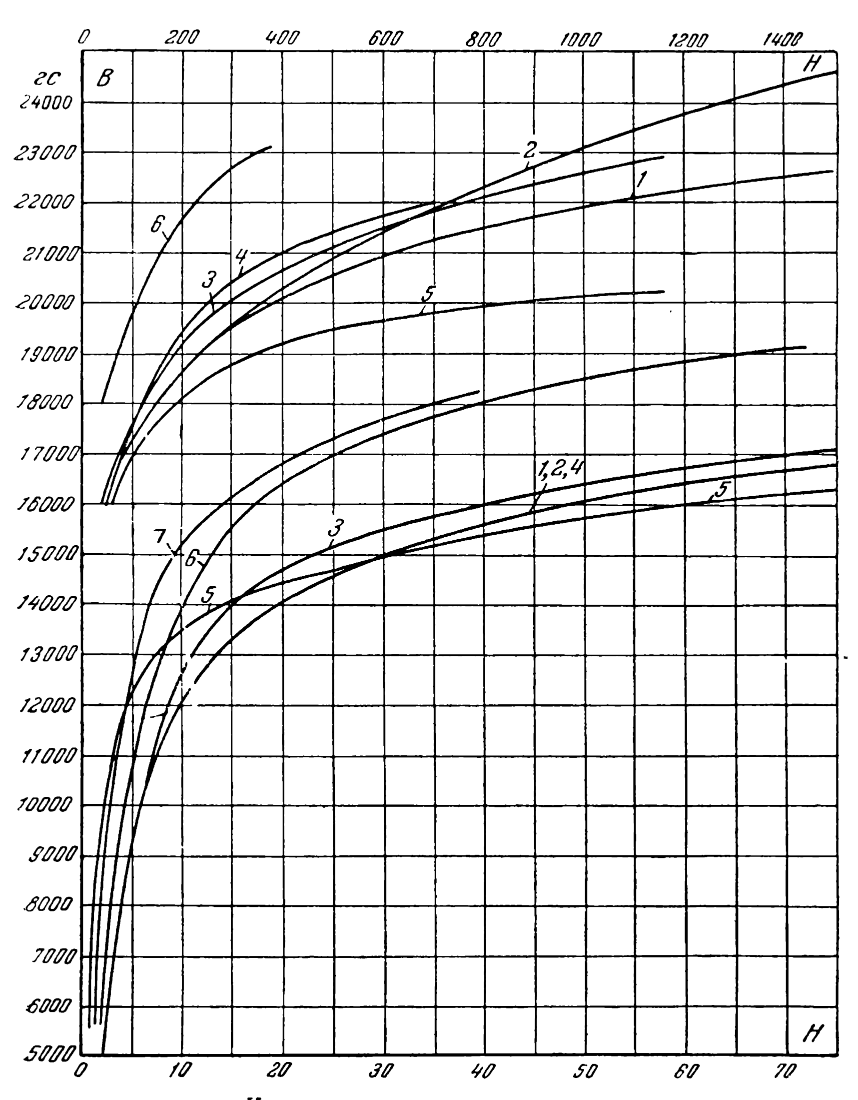
P — полезная мощность.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. Е. Алексеев, Конструкция электрических машин, Госэнергоиздат, 1949.
2. М. П. Костенко, Электрические машины, Общая и специальная части, Госэнергоиздат, 1944 и 1949.
3. Н. М. Беляев, Сопротивление материалов, ГИТТЛ, 1951.
4. М. Лившиц, Электрические машины, т. III, ОНТИ, 1936.
5. А. Б. Иоффе, О силе одностороннего магнитного притяжения в электрических машинах, „Вестник электропромышленности", 1950, № 3.
6. С. В. Рабинович, Метод расчета вала тягового двигателя, „Электрическая тяга", 1934, № 5.
7. Б. Н. Красовский, Вопросы прочности электрических машин, Изд. АН СССР, 1951.
8. Р. Д. Байзельман и Б. В. Цыпкин, Подшипники качения, Машгиз, 1955.
9. С. В. Рабинович, Проект стандарта на корригирование зубчатых зацеплений, „Вестник инженеров и техников", 1938, № 2.
10. Р. Пул, Проектирование вентиляторов для охлаждения электрических машин, ГНТИ, 1934.
11. В. Т. Касьянов, Реакция якоря машин постоянного тока, „Вестник электропромышленности", 1940, № 2.
12. А. Д. Степанов, Теплоэлектрический привод транспортных машин, Машгиз, 1953.
13. R. Richter, Elektrische Maschinen, Band 5, Springer Verlag, 1950.
14. K. Töfflinger, Zur Entwicklung des Wechselstrombahnmotors, Elektrische Bahnen, 1952, № 9.
15. H. Jungk, A New Multiple-Unit Car Motor for the Pennsilvania Railroad, Transaction AIEE, 1951, т. 70, p. 1.
16. M. Heidman, Les locomotives BB à moteurs monophasés directs, Revue Générale des Chemins de fer, 1955, № 3.
17. M. Gaide, Les locomotives à moteurs à collecteur à 50 herz, Revue Générale des Chemins de fer, 1955, № 7.
18. А. Е. Алексеев, Тяговые электродвигатели, Трансжелдориздат, 1951.
19. Б. Н. Тихменев и Л. М. Трахтман, Подвижной состав электрических железных дорог, ч. III, Трансжелдориздат, 1951.
20. Р. Рихтер, Электрические машины, т. 4, ОНТИ, 1939.
21. А. Б. Иоффе, О специальных вопросах расчетов электрических машин постоянного тока, „Вестник электропромышленности", 1947, № 7.
22. K. Töfflinger, Der Motor neuzeitlicher Akkumulatorwagen, Elektrische Bahnen, 1955, № 11.
23. М. Находкин и В. Хвостов, К вопросу о природе кругового огня на коллекторе высоковольтных машин постоянного тока, „Вестник электропромышленности", 1956, № 4.

ПРИЛОЖЕНИЕ 1

КРИВЫЕ НАМАГНИЧИВАНИЯ СТАЛИ



Кривые намагничивания стали.

1 — электротехническая сталь Э12; 2 — электротехническая сталь Э12 с коэффициентом $k_3 = \frac{t}{0{,}94z} - 1 = 0{,}6 \div 1{,}0$; 3 — листовая сталь Ст. 2; 4 — стальное литье; 5 — электротехническая сталь Э31; 6 — электротехническая сталь Э12 для зубцов асинхронных машин с заранее учтенным уплощением; 7 — электротехническая сталь Э12 для ярма асинхронных машин. (Значения H, *а/см*).

ПРИЛОЖЕНИЕ 2

ДАННЫЕ ОСНОВНЫХ ИЗОЛЯЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ, ПРИМЕНЯЕМЫХ ДЛЯ ОБМОТОК ЯКОРЕЙ И КАТУШЕК ТЯГОВЫХ МАШИН

№ п/п	Наименование материала	Класс изоляции	ГОСТ	Марка	Диэлектрическая прочность, *кв/мм*	Толщина, *мм*	Примечание
1	Микалента	В	4268-48	ЛФЧ	14	0,08—0,1—0,13—0,17	
2	Шелково-слюдяная лента	В	—		12	0,15	
3	Стеклолента	В	5937-51	—	—	0,13—0,15	Пропитанная
4	Асбестовая лента	В	—	—	—	0,4	
5	Микашелк	В	—	ЛЧФ ШБ	12	0,2	
6	Микабумага	В	—	—	12	0,2	
7	Бумага асбестовая	В	—	—	5	0,25—0,35—0,45—0,55	
8	Гибкий миканит	В	6120-52	ГСФ2	20	0,2—0,3—0,5	Пропитанная
9	Стекломиканит гибкий	В	—	—	14	0,35	
10	Стеклолакоткань черная	В	—	—	27	0,15	
11	Стекломикалента кремнийорганическая	СВ	—	ЛСФК	12 и 15	0,13—0,15—0,17	0,1—на стеклошпоне
12	Стеклолента липкая кремнийорганическая	СВ	—	—	—	0,15	
13	Стеклолакоткань эластичная кремнийорганическая	СВ	—	ЛСК7	23 и 30	0,11—0,15	
14	Стекломиканит кремний органический	СВ	—	СГФК	12,5	0,25—0,3—0,35	
15	Резиностеклоткань кремнийорганическая	СВ	—	РСК1	9,0	0,11	
16	Миканит гибкий кремнийорганический	СВ	—	ГФК	18 и 22	0,2—0,25—0,3—0,5	
17	Тафтяная лента	А	4514-48	—	—	0,28	Пропитанная
18	Киперная лента	А	4514-48	—	—	0,5	Пропитанная
19	Лакоткань хлопчатобумажная	А	2214-46	ЛХ2	22	0,2	
20	Лакоткань шелковая	А	2214-46	ЛШ2	36	0,1	
21	Электрокартон	А	6244-52	ЭВ	20	0,1—0,2—0,3—0,5	Лакированный
22	Перкаль	А	694-41	—	—	0,1	

ПРИЛОЖЕНИЕ 3

РАЗМЕРЫ ОБМОТОЧНОЙ МЕДИ

Таблица 1

Диаметры круглой меди, мм

0,38	0,69	1,12	1,81
0,41	0,72	1,16	1,88
0,44	0,74	1,20	1,95
0,47	0,77	1,25	2,02
0,49	0,80	1,30	2,10
0,51	0,83	1,35	2,26
0,53	0,86	1,40	2,44
0,55	0,90	1,45	2,63
0,57	0,93	1,50	2,83
0,59	0,96	1,56	3,05
0,62	1,00	1,62	3,28
0,64	1,04	1,68	3,53
0,67	1,08	1,74	3,80

Примечания:

1. Толщина изоляции при круглой меди (на две стороны)

Средние значения, *мм*

ПЭЛШО — 0,12

ПЭЛБО и ПЭТСО — 0,21

ПБД и ПСД — 0,3

2. Провода ПЭЛШО, ПЭЛБО и ПЭТСО применять до размера ∅ 1,56 включительно

Таблица 2

Размеры прямоугольной меди, мм

0,9	2,44	6,4	16,8
1,0	2,63	6,9	18,0
1,08	2,83	7,4	19,5
1,16	3,05	8,0	22,0
1,25	3,28	8,6	25,0
1,35	3,53	9,3	28,0
1,45	3,80	10,0	32,0
1,56	4,10	10,8	35,0
1,68	4,40	11,6	40,0
1,81	4,70	12,5	45,0
1,95	5,10	13,5	
2,10	5,50	14,5	
2,26	5,90	15,6	

Примечания:

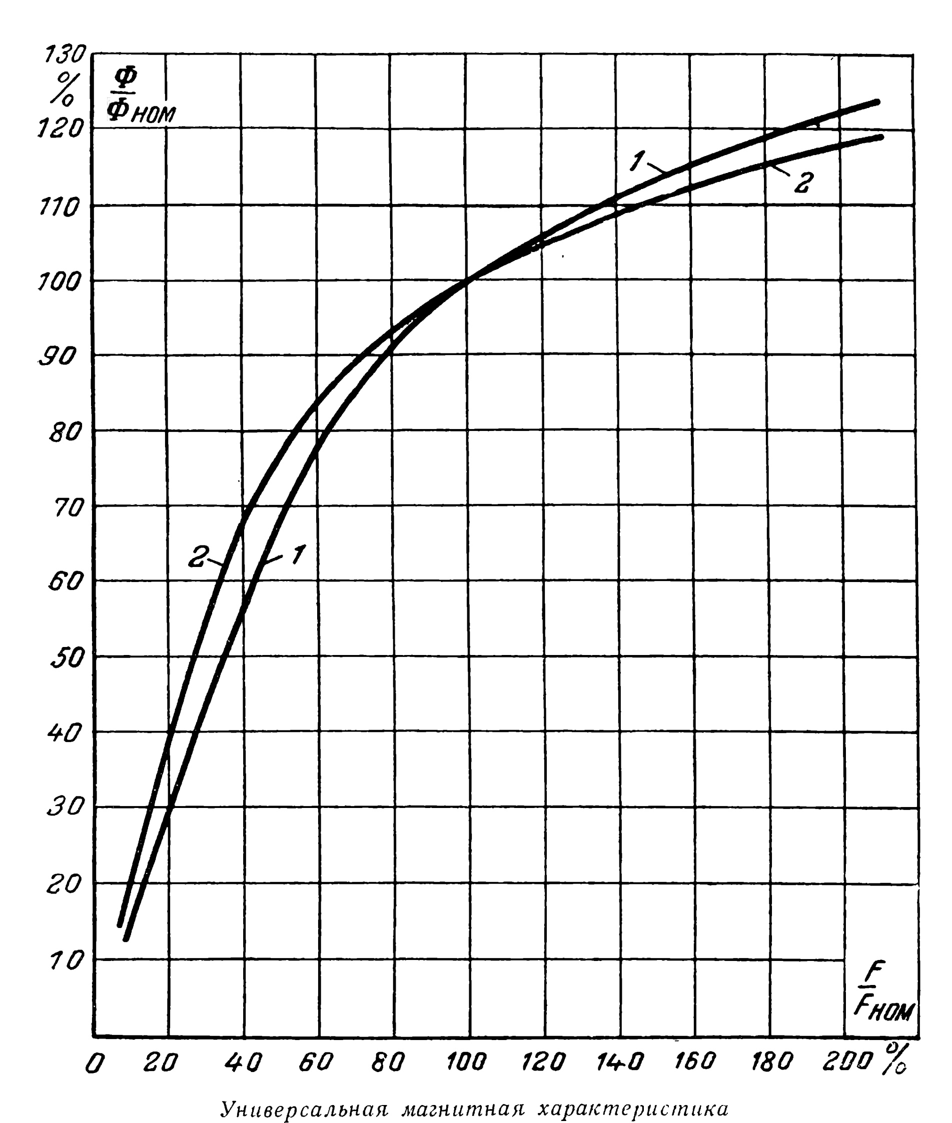
1. Размер провода практически может быть получен комбинацией любых двух размеров таблицы (проверить по ГОСТ 434-53).

2. Толщина изоляции при прямоугольной меди (на две стороны)

Среднее значение, *мм*

ПБД и ПСД — 0,3

ПРИЛОЖЕНИЕ 4



Универсальная магнитная характеристика

1 — машина слабо насыщенная; 2 — машина сильно насыщенная.

ОСНОВНЫЕ ДАННЫЕ НЕКО

№ п/п.	Тип двигателя	Тип экипажа	Подвеска	U, в	$P_{час}$, квт	$I_{час}/I_{\infty}$, а	$n_{час}$, об/мин	$n_{макс}$, об/мин	$D_{в.к}$, мм	i
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
										Постоян
1	ДПЭ-400	Магистральный электровоз		1 500/ 3 000	400	290/250	710	1 550	1 200	89/20
2	НБ-406	То же		1 500/ 3 000	525	380/340	735	1 550	1 200	82/21
3	GE-750	„ „		1 500/ 3 000	500	360/340	680	1 860	1 200	80/21
4	ДК-8Б	Промышленный электровоз		750/1 500	190	280/235	525	1 700	1 050	75/16
5	НБ-464	То же	Осевая	550	123	250	385	—	1 050	79/16
6	ДК806А	„ „		275/550	56	240/200	570	1 650	900	72/13
7	ДК802А	Шахтный электровоз		250	46	212	530	1 820	760	79/13
8	ДК801А	То же		250	20,5	95	600	1 500	650	90/13
9	ДК800А	„ „		120	11	112	370	1 500	680	90/13
10	ДК304Б	Тепловоз		235	152[1]	725[1]	420	2 200	1 050	75/16
11	ЭДТ200А	„		275	206[1]	820[1]	500	2 200	1 050	75/17
12	ДК103Г	Мотор-вагон		1 500/ 3 000	180	132/105	1 130	2 100	1 050	70/19
13	ДПИ 152	„		750/1 500	170	250/185	865	1 900	1 050	70/19
14	ДК-104Г	„	Независимая	375/750	72	220/185	1 230	2 500	900	86/15
15	ДК-255Б	Трамвай	„	275/550	46	190/130	1 500	3 100	780	73/9
16	ДК-254А	„	„	550	46	95/72	1 450	3 100	780	7,98
17	ДК-202Б	Троллейбус	„	550	78	160/130	1 300	3 000	1 000	10,67
18	ДК-809А	Шахтный электровоз	Двухступенчатый редуктор	250	44	200	1 300	3 000	760	15,5
19	ЭДР-10	То же	То же	120	10,5	112	575	—	680	11
20	ДК-908	Электрокар	„ „	30	4	170	920	2 500	520	17
21	МПТ-99/47	Генератор тепловоза	—	550	1350[1]	2 460[1]	850	—	—	—
						Переменный ток, однофазные				
22	WBM-486	Магистральный электровоз	Осевая	485	785	1 810	1 210	1 730	—	—
23	EKB-685	То же	„	523	765	1 665	1 225	1 740	—	—
24	EKB-895	„ „	Независимая	490	840	1 960	860	1 230	1 250	2,21
25	WB-358	„ „	„	488	882	2 060	1 215	1 730	1 250	3,28
26	GEA-632	„ „	Осевая	230	465[1]	2 650[1]	720	1 800	1 220	3,96
27	WC-431A	Мотор-вагон	„		168[1]	760[1]	1 270	2 800	915	3,29
28	MS-92	Магистральный электровоз	Независимая	310	700[1]	3 000[1]	945	1 360	1 250	3,05
							Трехфазные коротко			
29		То же	Осевая	990	505	375/340	1 060	1 600	1 100	5,3

Примечание:
1. Длительный режим. 2. Проводники сопротивления.

ТОРЫХ ТЯГОВЫХ МАШИН *ПРИЛОЖЕНИЕ 5*

Λ, мм	f, гц	e_t, в	2p	D_a, мм	l_a, мм	D_c, мм	z	K	$D_к$, мм	Aj_a,	Охлаждение	Вес, кг	Фиг.
12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
ный ток													
545	—	—	4	635	305	—	57	285	565	1 740	Независимая вентиляция 78 $м^3/мин$	4 220	3-1
566	—	—	4	660	400	—	58	406	565	1 900	Независимая вентиляция 90 $м^3/мин$	5 400	3-3
560	—	—	4	635	432	—	66	396	528	—	Независимая вентиляция 76,5 $м^3/мин$	5 500	3-16
462	—	—	4	425	500	—	57	171	345	2 210	Независимая вентиляция 40 $м^3/мин$	3 000	—
480	—	—	4	540	240	—	49	293	475	2 030	Независимая вентиляция 35 $м^3/мин$	—	—
388	—	—	4	440	150	—	43	171	385	1 550	Независимая вентиляция 15 $м^3/мин$	1 035	—
371,5	—	—	4	440	150	—	43	171	385	1 210	Закрытый	1 000	3-7
312	—	—	4	335	126	—	43	129	290	885	"	525	—
312	—	—	4	335	80	—	43	129	290	1 230	"	445	—
462,2	—	—	4	425	420	—	50	150	345	2 110	Независимая вентиляция 35 $м^3/мин$	2 750	
468,8	—	—	4	490	430	—	50	150	400	1 540	То же 49 $м^3/мин$	3 300	1-12
445	—	—	4	440	380	—	43	301	380	1 700	Самовентилируемый	2 550	3-4
445	—	—	4	440	350	—	39	195	380	1 450	То же	2 580	—
386	—	—	4	275	310	—	47	141	245	2 770	" "	700	3-11
296	—	—	4	275	205	—	39	117	245	1 570	" "	465	3-9
—	—	—	4	274	205	—	35	139	245	1 675	" "	500	—
—	—	—	4	275	310	—	39	195	245	2 720	" "	675	3-10
—	—	—	4	275	205	—	39	117	245	1 330	Закрытый	575	
—	—	—	4	280	110	—	35	105	245	990	"	365	3-8
—	—	—	4	171	120	—	29	57	117	594	"	117	3-12
—	—	—	8	990	475	—	148	4 44	780	2 300	Самовентилируемый	7 450	—
коллекторные двигатели													
—	$16\frac{2}{3}$	3,1	10	740	350	950	—	—	540	3 375	Независимая вентиляция	3 850	5-21
—	$16\frac{2}{3}$	2,95	10	685	355	895	100	400	510	4 100	То же	3 250	—
—	$16\frac{2}{3}$	2,9	14	895	330	1 110	133	532	710	3 900	" "	3 600	—
—	$16\frac{2}{3}$	2,8	12	790	—	990	—	—	562	3 850	Независимая вентиляция 165 $м^3/мин$	3 570	5-18
Около 595	25	Около 3,4	16	Около 725	—	Около 580	—	—	—	—	Независимая вентиляция	Около 5 050	—
—	25	Около 5,5[2]	8	Около 420	—	—	68	204	311	—	То же	2 430	—
—	50	4,65[2]	18	—	—	—	—	—	—	—	Независимая вентиляция 180 $м^3/мин$	4 350	—
замкнутые двигатели													
—	90	—	10	—	—	—	—	—	—	—	Независимая вентиляция	1 700	—

ТИПОГРАФИЯ ГОСЭНЕРГОИЗДАТА
Москва, Шлюзовая набережная, 10.

При обнаружении дефекта в книге просим возвратить книгу вместе с этим ярлыком

ОПЕЧАТКИ

Страница	Колонка	Строка	Напечатано	Должно быть
29	Левая	4 снизу	$I_{\mu}r + \frac{\gamma r}{w_c} \Phi \frac{d\Phi}{dt} +$	$I_{\mu}r + \frac{\gamma r}{w_c} \Phi \frac{d\Phi}{dt} + c\Phi +$
29	Левая	Числитель формулы (2-28)	$U - I_{\mu}r$	$U - I_{\mu}r - c\Phi$
47	Правая	10 сверху	$\varepsilon_м = 80 \div 90$ *с*	$\varepsilon_м = 80 \div 90$ *в*
180	Правая	Формула (6-8)	$\Delta = \frac{4pm_1w_1^2k_w}{Z_2}$	$\Delta = \frac{4pm_1w_1^2k_{w1}^2}{Z_2}$
205	Левая	Формула (7-37)	$P_б = D_a m_б p^2 d \left(\frac{n}{100}\right)^2 \left(\frac{B_\delta}{1\,000}\right)^2 l_б^3 \times 10^{-4}$ [*вт*]	$P_б = D_a m p^2 d_б \left(\frac{n}{100}\right)^2 \left(\frac{B_\delta}{1\,000}\right)^2 \times l_б^3 \cdot 10^{-4}$ [*вт*]
205	Левая	2 снизу	$\frac{P_б}{\pi D_a m_б l_б} \leqslant 0{,}4$ [*вт/см²*]	$\frac{P_б}{\pi D_a m l_б} \leqslant 0{,}4$ [*вт/см²*]
205	Правая	2 сверху	0,4	0,3

Иоффе — Тяговые электрические машины